



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Departamento de Física

DESENVOLVIMENTO, CONSTRUÇÃO E TESTE DE UM INTERRUPTOR TÉRMICO PARA BAIXAS TEMPERATURAS

Daniel Filipe Martins

Dissertação apresentada na Faculdade de Ciências e
Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa para
obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Física

Orientadores: Prof Doutor Grégoire Bonfait
Profª Doutora Isabel Catarino

LISBOA

2010

Agradecimentos

Expresso aqui o meu especial agradecimento aos meus orientadores, Professor Doutor Grégoire Bonfait e Professora Doutora Isabel Catarino pelo incansável apoio e disponibilidade durante esta dissertação.

Aproveito também para agradecer a oportunidade que tive para integrar o grupo de criogenia durante estes 3 últimos anos, que em muito contribuíram para a minha formação.

Quero também agradecer ao Departamento de Mecânica pela atenção e disponibilidade de vários dos seus docentes para esclarecimento de qualquer dúvida na área.

Agradeço também ao METROVAC pela constante disponibilidade no apoio para as detecções de fugas.

Ao IMPL agradeço a inestimável troca de ideias que precedeu a execução mecânica das peças deste protótipo.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia quero agradecer pela concessão da bolsa de investigação no âmbito do projecto Crioadsorção Revisitada (PTDC/EME-MFE/66533/2006).

Quero agradecer também:

Aos meus colegas de laboratório, Josiana e Luís pelo apoio e disponibilidade na resolução de qualquer assunto ao longo do semestre;

Aos meus colegas, Paulo, César e Luís, pelos seus conhecimentos na área de mecânica que contribuíram para a optimização deste trabalho;

Termino dedicando este trabalho ao meus pais. Aos quais agradeço o apoio incondicional ao longo deste percurso de cinco anos.

Resumo

Os interruptores térmicos são dispositivos que permitem comutar entre o acoplamento ou isolamento térmico entre dois dispositivos criogénicos. A sua grande procura para aplicações espaciais tem levado ao desenvolvimento de interruptores cada vez mais leves, compactos e robustos.

Nos interruptores térmicos com hiato gasoso (GGHS), a comutação entre um bom contacto térmico (estado “ON”) e um bom isolamento térmico (estado “OFF”) é devida à “existência”, ou não, de gás num espaço muito reduzido (hiato) que separa dois blocos bons condutores térmicos.

Neste trabalho, foi dimensionado, construído e testado um interruptor térmico compacto e leve (210 g) com um hiato gasoso de 100 μm para operar entre 70 K e 300 K. Este dispositivo utiliza o azoto como gás responsável pelas trocas térmicas. Para dimensionar o interruptor, foi utilizado um modelo analítico. Com o objectivo de validar este modelo recorreu-se também a um *software* de elementos finitos (COSMOS[®]) para calcular as características térmicas do interruptor nos seus estados ON e OFF.

Este interruptor foi testado entre 15 K e 300 K num criorefrigerador. Das medidas efectuadas, obteve-se uma condutância térmica de 304 mW/K no estado ON e uma condutância OFF de 1.9 mW/K a 70 K. A razão das condutâncias térmicas ON/OFF deste dispositivo é cerca de 160. Estes resultados estão em muito bom acordo com os previstos.

Abstract

Thermal or heat switches are devices designed for making or breaking a good thermal contact between cryogenic devices. Lighter compact and tougher thermal switches are being developed aiming space applications.

In a gas gap heat switch (GGHS) the gas “existence”, or not, inside the gap defines the state of a thermal contact or a thermal isolation respectively.

A compact and light (200 g) GGHS using a 100 μm gap was designed and built. This GGHS was tested at the 70 K to 300 K range using nitrogen as exchange gas. The ON conductance is determined by the switch geometry and gas properties. An analytical thermal model was developed to project this device. Such analytical calculation was validated by using finite elements software (COSMOS[®]) for the thermal characteristics of ON and OFF states.

The device was tested on a cryocooler from 15 K to 300 K ranges. Measured values of thermal conductance were 304 mW/K at ON state and 1.9 mW/K at OFF state. The ON/OFF ratio conductance is about 200 at 70K. The obtained results agree very well with the predicted results.

Nomenclatura

A	área
c	calor específico
C	capacidade calorífica
K	condutância térmica
k	condutividade térmica
m	massa
M	massa molar
N	número de partículas
P	pressão
Q	quantidade adsorvida
\dot{Q}	taxa de calor aplicada
R	Resistência térmica
T	temperatura
v	velocidade térmica média
α	factor de acomodação
δ	hiato gasoso
λ	livre percurso médio
η	viscosidade
ϕ	diâmetro
σ	secção eficaz
τ	tempo característico

Acrónimos

GGHS	Interruptor térmico de hiato gasoso
ESU	Unidade de armazenamento de energia
RRR	Razão da resistividade residual

Índice de figuras

Figura II.1 - Efeito da variação da temperatura na condutância da junção de Al-Al ^[5]	2
Figura II.2 - Princípio de funcionamento do interruptor bimetálico ^[6]	3
Figura II.3 - Esquema e fotografia de um interruptor térmico com dois metais de diferentes coeficientes de expansão térmica ^[7]	4
Figura II.4 - Interruptor de NiTiFe na posição fechada ON (a) e na posição aberta (contraído) OFF (b) ^[8]	4
Figura II.5 - Condutividade térmica de cristal de berílio com elevado grau de pureza em função da temperatura para vários campos magnéticos aplicados ^[9]	5
Figura II.6 - Razão entre as duas condutividades (normal e supercondutora) para o alumínio ^[4]	6
Figura II.7 - Dois tipos de interruptores “fluid-loop” possíveis. Interruptor com bombeamento mecânico a). Interruptor com bombeamento por efeito de capilaridade b) ^[10]	7
Figura II.8 – Componentes do “miniature-CLHP (cryogenic loop heat pipe)” utilizado para transporte a curtas distâncias.....	7
Figura II.9 – Diagrama de um CLHP (cryogenic loop heat pipe) ^[10]	8
Figura II.10 - Esquema de um interruptor térmico com hiato gasoso.....	9
Figura II.11 - Esquema do interruptor térmico com hiato gasoso com hidrogénio e imagem do protótipo de <i>Marland</i> ^[7]	10
Figura II.12 - Esquema do interruptor térmico com hiato gasoso de 250 μm ^[12]	10
Figura II.13 - Geometrias dos dois interruptores com hiato gasoso (A) e (B) ^[13]	11
Figura II.14 - Condutância dos dois dispositivos em função da temperatura ^[13]	11
Figura II.15 – Aplicação dos interruptores térmicos em redundância de criorefrigeradores ^[4]	12
Figura II.16 – Esquema da unidade de armazenamento de energia ^[2]	13
Figura II.17 – Esquema do reservatório de azoto e interruptor acoplados ao dedo frio do criorefrigerador. À esquerda está esquematizado a ligação entre o reservatório e o volume de expansão no exterior do criorefrigerador a 300K ^[3]	13
Figura II.18 - Esquema de um micro criorefrigerador de adsorção ^[16]	14
Figura II.19 - a) Esquema de um interruptor térmico com gás de troca; b) e c) desenho tridimensional em corte e completo, do interruptor existente no laboratório de criogenia da FCT/UNL ^[1]	15
Figura II.20 – Representação esquemática de um interruptor de hiato gasoso ^[1]	16
Figura II.21 - Condutância térmica efectiva do interruptor utilizando He, H ₂ , Ne e N ₂ em função da temperatura da criobomba. A temperatura do dedo frio é 6, 11, 20 e 70 K respectivamente ^[18]	16
Figura II.22 - Condutância térmica do interruptor em função da temperatura da criobomba T _{cr} , para várias pressões de enchimento com azoto ^[18]	17
Figura III.1 - Tubo cilíndrico, de secção s, cujo seu interior é preenchido com gás. Ao longo do eixo x existe um gradiente de temperatura no gás.	18
Figura III.2 - Condutividade térmica de alguns gases a baixas temperaturas ^[2]	20
Figura III.3 – Esquema do modelo de condução de placas paralelas separadas por um hiato gasoso considerado.....	22
Figura IV.1 – imagem de uma secção transversal do dispositivo.....	24
Figura IV.2 - modelo de condução utilizado.....	25

Figura IV.3 - Condutância do dispositivo em função da espessura das palhetas (modelo) e respectiva quantidade de palhetas. A verde e a roxo estão representadas as contribuições dos hiatos e das palhetas, respectivamente, para a condutância do dispositivo. A vermelho está representado o número de palhetas em função da espessura das palhetas	25
Figura IV.4 - Imagem do interruptor térmico. O invólucro de inox é apresentado com alguma transparência para mais fácil visualização das palhetas.....	26
Figura IV.5 - Varetas e "I"s utilizados na montagem e soldadura do interruptor para garantir o alinhamento das palhetas.....	27
Figura IV.6 - Potência necessária fornecer ao bloco quente para obter um determinado ΔT . A verde é representado um caso ideal onde o cobre não limitaria a condução do dispositivo. A azul é tido em conta a contribuição do cobre com o modelo descrito.	28
Figura IV.7 - Condutância do dispositivo no estado ON em função da temperatura do bloco frio. A contribuição do cobre para a condutividade do dispositivo é tida em conta neste cálculo.	28
Figura IV.8 - Diferença de temperatura entre os dois blocos do interruptor em função da potência aplicada no bloco quente	29
Figura IV.9 – Representação da malha escolhida para o modelo de placas paralelas com 29x38x1 mm separadas por um hiato gasoso (N_2) com 100 μm de espessura.....	30
Figura IV.10 – Perfil térmico obtido no COSMOS com este modelo de placas paralelas.	30
Figura IV.11 – Temperaturas ao longo do comprimento (10mm) das duas placas duas placas ao longo. ΔT praticamente constante ao longo do comprimento das placas.	31
Figura IV.12 - Imagem da malha escolhida para a análise térmica do estado ON do interruptor.	32
Figura IV.13 – Perfil térmico obtido na análise térmica do interruptor com $Q=750mW$	32
Figura IV.14 - Comparação entre os resultados experimentais, analíticos e simulados para o interruptor descrito na secção II.6.	33
Figura IV.15 - Malha utilizada na análise térmica do estado ON.....	33
Figura IV.16 – Perfil de temperaturas do dispositivo obtido na análise térmica do estado ON, com $Q=1W$ (apenas foi analisada metade do dispositivo, correspondendo a 2 W no total).....	34
Figura IV.17 - Potência necessária a aplicar no bloco quente do dispositivo para obter determinada diferença de temperatura. Obtém-se uma condutância de 388 mW/K para uma temperatura do bloco frio de 70K.....	34
Figura IV.18 - Imagem da malha utilizada para o teste do estado OFF. Ficando um espaço livre entre palhetas.....	35
Figura IV.19 - Perfil de temperaturas do dispositivo a 70K.	35
Figura IV.20 - Calculo analítico e simulação no COSMOS da diferença de temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada para o estado OFF.....	36
Figura IV.21 - Variação da temperatura ao longo do comprimento do inox.	36
Figura IV.22 - Esquema da criobomba projectada.	37
Figura IV.23 - Pressão mínima de N_2 à temperatura T para garantir o regime viscoso com uma gap de 100 μm	38
Figura IV.24 – Carvão vegetal. Um grão com 1 cm de comprimento tem em média 30 mg.	38
Figura V.1 - Imagem dos dois blocos e do invólucro de inox (dimensões exactas na apêndice XX)	40
Figura V.2 - Imagem das peças auxiliares utilizadas para garantir o alinhamento dos dois blocos. .	40
Figura V.3 - Placa de aquecimento utilizada na soldadura do dispositivo. São visíveis os 3 orifícios para as resistências de aquecimento na base de alumínio da placa. O pequeno orifício é para a colocação do termopar.	41

Figura V.4 - Criorrefrigerador Gifford-McMahon utilizado. O bloco frio do interruptor térmico encontra-se termalizado ao dedo frio do criorrefrigerador.....	42
Figura V.5 - Imagem das resistências e termômetros utilizados nos testes do interruptor.	42
Figura V.6 - Sistema de alimentação de gás (N_2)	43
Figura V.7 - Ciclo automático utilizado no programa de controlo e aquisição de dados. T_{hot} e T_{cold} representam as temperaturas do bloco quente e frio do interruptor.	43
Figura V.8 - Rack existente no laboratório com os 2 controladores de temperatura utilizados, a fonte de corrente utilizada para aquecer o bloco quente e o computador com o programa de controlo e aquisição de dados.....	44
Figura V.9 - Painel principal do programa de controle e aquisição de dados desenvolvido. Neste registo observa-se um arrefecimento do switch no seu estado OFF, onde Temp A= temperatura do dedo frio do Criorrefrigerador (símbolos vermelhos), TempB=temperatura do bloco frio do interruptor (linha branca) e Temp C = temperatura do bloco quente do interruptor (símbolos verdes).	45
Figura VI.1 - Variação da temperatura do bloco quente para as várias potências aplicadas. Temperatura do bloco frio a 70K.	46
Figura VI.2 - Diferença de temperatura entre os dois blocos do interruptor em função da potência aplicada no bloco quente.	46
Figura VI.3 - Temperaturas do bloco frio e bloco quentes obtidas no programa de aquisição de dados, na caracterização da condutância do dispositivo entre 70K e 240K. A potência aplicada no bloco quente é constante ao longo de toda a experiência (2 W). A diminuição do ΔT com a temperatura visível nesta figura traduz o aumento da condutância do sistema.	47
Figura VI.4 - Condutância do dispositivo em função da temperatura do bloco frio.....	47
Figura VI.5 : Condutância do dispositivo em função da temperatura do bloco frio. Diferença entre a utilização de um hiato de $100\mu m$ e um hiato de $110\mu m$	48
Figura VI.6 - Variação da condutância do dispositivo com a pressão de enchimento. Temperatura do bloco frio a 70K.....	49
Figura VI.7 - Evolução da temperatura dos dois blocos utilizada na determinação do estado OFF pelo método dinâmico.	50
Figura VI.8 - Diferença de temperatura dos dois blocos em função da potência aplicada no bloco quente, para uma temperatura do bloco frio de 70K. Comparação entre os resultados analíticos e os dois métodos experimentais.....	50
Figura VI.9 - Caracterização térmica do estado OFF com o bloco frio a 70K. Influência da correcção da radiação nos resultados experimentais.	51
Figura VI.10 – Diferença de temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada no bloco quente. Com o bloco frio a 15K. Comparação entre resultados experimentais e analíticos.....	52
Figura VI.11 – Caracterização térmica do estado OFF com o bloco frio a 15K. Influência da correcção da radiação nos resultados experimentais.....	52

Índice de Tabelas

Tabela II.1 - Temperaturas críticas e campos magnéticos críticos a $T=0$ K ^[9]	6
Tabela II.2 - Comparação das principais propriedades dos diferentes tipo de interruptores térmicos.	12
Tabela II.3 – Resumo das características dos três ESU's (Pb , GOS e N ₂) ^[15]	14
Tabela VI.1 - Comparação de algumas características entre o interruptor térmico já existente e o novo interruptor desenvolvido. Ambos os invólucros cilíndricos de aço inox têm a mesma espessura de 100 μ m.	53

Índice geral

I.	Introdução	1
II.	Interruptor térmico	2
II.1.	Interruptores mecânicos	2
II.2.	Interruptores utilizando a magneto-resistividade e a supercondutividade de metais	5
II.3.	Interruptores “Fluid-loop”	7
II.4.	Interruptores térmicos com hiato gasoso	9
II.5.	Aplicações dos interruptores térmicos	12
II.6.	O Interruptor térmico com hiato gasoso previamente existente no laboratório	15
III.	Modelação térmica do interruptor	18
III.1.	Condutividade térmica nos gases	18
III.1.1.	Expressão geral da condução térmica	18
III.1.2.	Regime viscoso	20
III.1.3.	Regime Molecular	21
III.2.	Modelo condução placas paralelas	21
III.3.	Gestão da quantidade de gás	23
IV.	Projecto do Interruptor	24
IV.1.	Modelo térmico	24
IV.2.	Construção mecânica	26
IV.3.	Cálculo das condutâncias – abordagem analítica	27
IV.4.	Desempenho térmico – abordagem por elementos finitos	29
IV.4.1.	Validação	29
IV.4.2.	Estado ON do interruptor em projecto	33
IV.4.1.	Estado OFF do interruptor em projecto	34
IV.5.	Criobomba	37
V.	Montagem experimental	40
V.1.	Construção do interruptor	40
V.2.	Montagem criogénica	41
V.3.	Controlo e aquisição	43
VI.	Resultados experimentais e análise	46
VI.1.	Estado ON	46
VI.2.	Estado OFF	49
VI.3.	Comparação com o interruptor existente no laboratório	53

VII. Conclusão	54
VIII. Referências Bibliográficas.....	55
IX. Anexos	57
X. Apêndices : Desenhos Técnicos	58

I. Introdução

A comutação entre um bom contacto térmico e um bom isolamento térmico é fundamental para o controlo de muitos dispositivos criogénicos. Por exemplo, a utilização de interruptores térmicos criogénicos aparece como solução no acoplamento ou desacoplamento em caso de avaria de criorefrigeradores montados em paralelo, na criação de ambientes adiabáticos ou ainda no controlo de unidades de armazenamento de energia (*ESU- Energy Storage Unity*)[1, 2]. Neste último caso, o recente desenvolvimento de novos sistemas de armazenamento de energia[3] no laboratório de Criogenia do CEFITEC implicam numa fase inicial a liquefacção de azoto tão rápida quanto possível: durante esta fase, é necessário um bom acoplamento térmico entre a unidade de armazenamento de energia e o dedo frio do criorefrigerador para evacuar o calor latente de liquefacção de maneira eficaz. Por outro lado, durante o funcionamento da unidade é requerido um bom isolamento térmico entre o sistema de armazenamento de energia e o criorefrigerador.

À semelhança do interruptor térmico de hiato gasoso já existente no laboratório de criogenia[1], o principal objectivo deste trabalho é a construção de um dispositivo adequado para esta utilização, sendo para isso fundamental o desenho de um dispositivo compacto e leve. Para conseguir responder às especificações desta aplicação é importante que este novo interruptor possua uma condução térmica superior no seu estado "bom condutor" ao já existente. Por outro lado, uma vez que o interruptor já existente foi construído no "Service des Basses Températures" do CEA-Grenoble (França), era importante introduzir esta técnica de construção deste tipo de dispositivo no laboratório de criogenia do CEFITEC. Este relatório descreve as várias etapas deste processo. O interruptor estudado, construído e testado durante esta tese de mestrado foi projectado para condensar $\sim 20 \text{ cm}^3$ de azoto líquido (Calor latente a evacuar $\sim 2000 \text{ J}$) em aproximadamente 20 minutos com uma diferença de temperatura máxima de 5 K: é então necessário que o dispositivo possua uma condutância térmica de $\sim 300 \text{ mW/K}$ no seu estado bom condutor. Por outro lado, o seu desenho tinha que tomar em conta o espaço disponível no criorefrigerador onde irá ser realizada a análise térmica.

Após uma revisão bibliográfica que explica a escolha deste tipo de interruptor, este relatório descreve o desenho e a modelação térmica do dispositivo graças a um modelo simples mas analítico e a um software de elementos finitos (COSMOS®). A fabricação das peças foi confiada a uma oficina de mecânica de alta precisão. Este relatório descreve também a montagem e as soldaduras das diferentes peças, as caracterizações térmicas efectuadas e a comparação dos resultados obtidos com os esperados.

II. Interruptor térmico

Neste capítulo são descritos alguns tipos de interruptores térmicos e serão também abordadas algumas aplicações destes dispositivos criogénicos.

A comparação directa entre o desempenho dos vários tipos de interruptores é uma tarefa complicada pelas diferenças entre o dimensionamento, aplicação de cada tipo de dispositivo e as gamas de temperaturas e de potências envolvidas. Ao nosso conhecimento não há interruptores comerciais para criogenia, sendo cada um desenhado para um fim particular e específico.

À semelhança dos interruptores eléctricos, o termo “ON” será utilizado para o estado de elevada condutância térmica. O termo OFF será utilizado para o estado de baixa condutância térmica.

II.1. Interruptores mecânicos

A utilização de um contacto mecânico pode ser uma solução para a construção de um interruptor. Sendo a comutação entre os dois estados (ON/OFF) definida pela existência ou não de contacto mecânico entre duas superfícies. Para obter o bom contacto térmico entre as duas superfícies é necessário alguma força (~ 10 kgf), sendo o contacto térmico tanto melhor quanto maior a força aplicada entre as duas superfícies[4]. Para controlar o estado deste tipo de interruptor é necessário um mecanismo de actuação. Pode ser por exemplo um sistema mecânico externo, um motor eléctrico ou ainda um solenóide. Para evitar estes tipos de mecanismos, esse mesmo contacto pode ao invés ser controlado utilizando materiais com diferentes coeficientes de expansão térmica.

A rugosidade da superfície é também um factor que dificulta o contacto térmico entre duas superfícies. É frequentemente definida uma resistência térmica de contacto R_c na junção de dois materiais que relaciona a potência \dot{Q} que atravessa a junção e a diferença de temperatura ΔT nessa junção:

$$\Delta T = \frac{R_c}{A} \dot{Q} \quad \text{II.1}$$

onde A é a área de contacto entre as duas superfícies[5]. Além da rugosidade, a temperatura da junção também influencia a condutância do contacto térmico. Esta variação já foi estudada por Ramamurthi[4] que caracterizou a condutância da junção em função da temperatura para a junção de duas superfícies de alumínio com uma rugosidade de $0.8 \mu\text{m}$, para várias cargas aplicadas para forçar o contacto (Figura II.1).

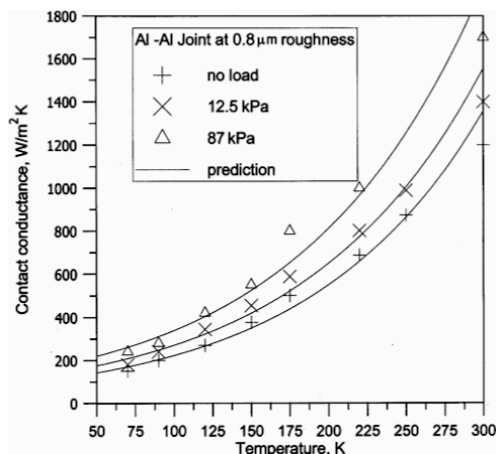


Figura II.1 - Efeito da variação da temperatura na condutância da junção de Al-Al[4].

Deste estudo podemos concluir que um aumento da temperatura da junção favorece o contacto térmico entre duas superfícies. E como seria de esperar, forçar o contacto entre duas superfícies favorece também a condutância do contacto térmico das duas superfícies.

Apesar de o conceito destes tipos de interruptores ser simples, uma vez que se baseia na existência de contacto ou não entre duas superfícies, na prática, a execução de dispositivos com este princípio traz algumas complicações: para além da utilização de partes móveis existe ainda o desgaste mecânico dos vários componentes. Estas duas características diminuem a fiabilidade e a longevidade destes dispositivos o que limita a aplicação em sistemas espaciais.

De seguida, serão descritos alguns tipo de interruptores mecânicos encontrados na literatura.

Interruptores bimetalicos

A utilização de materiais com coeficientes de expansão térmica distintos pode ser a base para a construção de um interruptor térmico. Exemplo disso é o dispositivo desenvolvido por *Milanez*[6]. O interruptor é composto por dois blocos (“nuts”) aparafusados nas extremidades de um pequeno eixo (“shaft”). Entre estes dois blocos e em torno do eixo é colocado uma anilha (“disk”) com uma grande espessura. Os blocos e a anilha são fabricados dum material (Aço inox 304) que tem um coeficiente de expansão térmica mais elevado que o eixo (98.9% Ti – 1.1%Al).

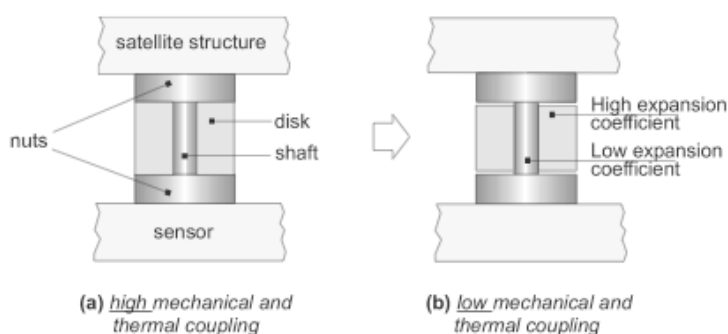


Figura II.2 - Princípio de funcionamento do interruptor bimetalico[6].

Quando a temperatura aumenta, como a anilha expande mais do que o eixo, existe um bom contacto térmico entre a anilha e os blocos, correspondendo ao estado ON (Figura II.2 a)). Por outro lado, com a diminuição da temperatura a contracção do anilha é superior à do eixo, desacoplando termicamente a anilha dos blocos, correspondendo ao estado OFF(Figura II.2b)). A caracterização deste interruptor foi realizada com o bloco frio (correspondendo à estrutura do satélite da Figura II.2 a) à temperatura do LN₂ . Os resultados experimentais para este interruptor demonstram que o desacoplamento acontece para uma temperatura inferior a ~108 K. Sendo obtida uma resistência ON de ~10 K/W e uma resistência OFF de ~60 K/W[6].

Outro exemplo de interruptor que funciona com dois metais com diferentes coeficientes de expansão térmica é apresentado por *Bugby*[7] .Este interruptor é constituído por dois blocos de berílio fixados nas duas extremidades de um tubo de parede fina de inox (Figura II.3). Um dos blocos, o de maior dimensão (bloco quente), envolve todo o tubo fino de inox, mas só estabelece contacto com uma das extremidades do tubo, existindo à temperatura ambiente um pequeno hiato entre os dois blocos de berílio. Quando o bloco pequeno de berílio é arrefecido, arrefece o tubo de inox que vai contrair. Desta forma o hiato existente desaparece forçando o acoplamento térmico entre os dois blocos de berílio, correspondendo ao estado ON.

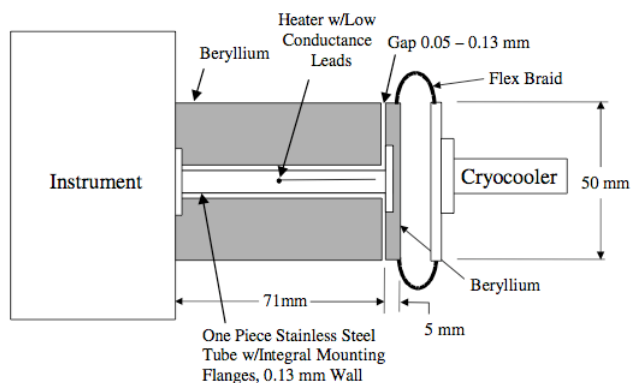


Figura II.3 - Esquema e fotografia de um interruptor térmico com dois metais de diferentes coeficientes de expansão térmica[7].

A caracterização do estado ON foi feita a 30 K com uma potência de 3 W no bloco grande e a do estado OFF com o bloco frio a 30 K e o bloco quente a 290 K com uma potência de 180 mW. Da caracterização térmica deste interruptor de berílio e inox resulta numa resistência OFF de ~ 1400 K/W e para o estado ON uma resistência de 1.2 – 2 K/W. Para este interruptor o acoplamento entre os dois blocos acontece para temperaturas inferiores a 230 K.

Interruptores com ligas de memória de forma.

A utilização de ligas de memória de forma também possibilita a construção de interruptores térmicos. As ligas de memória de forma são ligas que, quando sujeitas a uma deformação, têm a habilidade de retornarem à sua forma ou tamanho original mediante um procedimento térmico. Um exemplo de utilização das ligas de memória de forma para a construção de um interruptor térmico foi desenvolvido por Lemansk[8]. O princípio básico de funcionamento deste interruptor assenta em duas fases das ligas: a “R-phase”, fase de baixa temperatura em que é possível deformar a liga e a fase “austenite”, fase de mais alta temperatura onde a liga recupera a sua forma inicial. Este dispositivo foi desenvolvido para operar entre dois “dewars” de metano líquido (118 K) e oxigénio líquido (92 K).

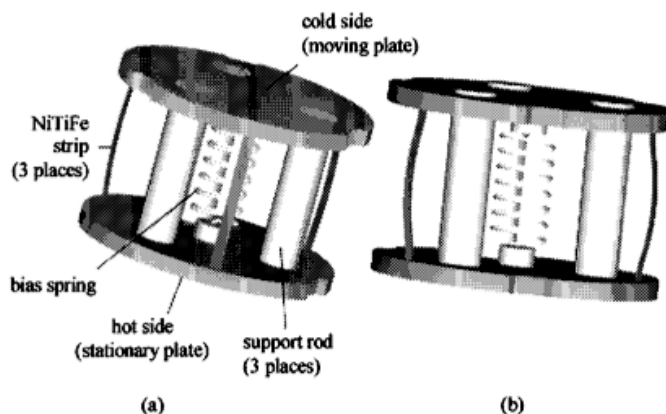


Figura II.4 - Interruptor de NiTiFe na posição fechada ON (a) e na posição aberta (contraído) OFF (b)[8].

Os dois estados do interruptor ON/OFF estão representados na Figura II.4. O bloco quente possui 3 hastes nas quais encaixa o bloco frio que se pode movimentar ao longo destas hastes. 4 tiras de NiTiFe ligam os dois blocos, forçando a que os dois se mantenham a uma distância fixa. Entre os dois blocos existe ainda uma mola com o objectivo de contrair o interruptor. Quando o interruptor arrefece entramos na “R-phase”, fase deformável da liga onde prevalece a força da mola, comprimindo o interruptor. Criando um pequeno hiato entre o interruptor e o reservatório, correspondendo ao estado OFF do interruptor (Figura II.4 b). Quando se aumenta a temperatura do interruptor atinge-se a fase “austenite”, fase onde as ligas recuperam a

sua forma inicial, provocando um afastamento dos dois blocos e uma distensão da mola. Esta distensão do interruptor resulta no acoplamento entre este e o reservatório, correspondendo ao estado ON (Figura II.4 a)).

Este interruptor permite a passagem de 8 W entre 118 K e 92 K, ou seja possui uma condutância no estado ON de 300 mW/K[8].

II.2. Interruptores utilizando a magneto-resistividade e a supercondutividade de metais

A condução térmica de um metal é dada pela soma das contribuições da condução de electrões (k_e) e da vibração da rede cristalina (fonões, k_f). Estas duas contribuições são dependentes da temperatura, mas por aplicação de um campo externo (magneto resistividade) ou por uma transição de fase do material (supercondutividade) a contribuição electrónica pode mudar drasticamente. Num material com elevada pureza será possível utilizar estas propriedades para baixas temperaturas sempre que a contribuição da condução electrónica prevaleça à vibração da rede cristalina para comutar entre um bom e um mau condutor térmico. A utilização destas propriedades para comutar entre um bom e um mau condutor térmico é em geral para temperaturas inferiores a 1 K[9].

Magneto-resistividade

Num metal com elevado grau de pureza, a aplicação de um campo magnético externo traduz-se numa redução significativa da contribuição eléctrica k_e , sendo a condução térmica praticamente assegurada pela vibração da rede cristalina que pode ser inferior de várias ordens de grandezas a baixa temperatura.

Um dos materiais com um elevado grau de pureza possível de utilizar para a construção de um interruptor térmico é o berílio para temperaturas de 10 a 20 K. A sua condutividade térmica encontra-se representada na Figura II.5 para vários campos magnéticos aplicados.

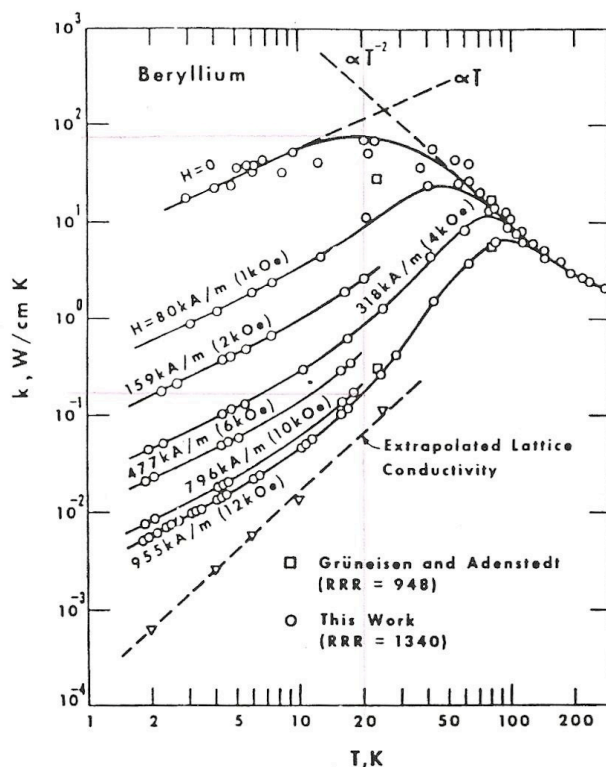


Figura II.5 - Condutividade térmica de cristal de berílio com elevado grau de pureza em função da temperatura para vários campos magnéticos aplicados[9].

Neste trabalho foi utilizado um cristal de berílio com elevado grau de pureza com RRR=1340 (*residual resistivity ratio*). Para temperaturas inferiores a 40 K já é visível quando aplicado um campo magnético a redução da condutividade devido à magneto-resistividade, já sendo possível a comutação entre dois estados com quase duas ordens de diferença na condutividade. Com um campo magnético aplicado de 955 kA/m a 10 K já é possível obter uma diferença de 3 ordens de grandeza no valor da condutividade.

Supercondutividade

O decréscimo da condutividade devido à transição para a fase supercondutora dos metais pode igualmente ser utilizada para a construção de um interruptor térmico. Com a aplicação de um pequeno campo ($10^{-2} - 10^{-1}$ T) é possível a comutação entre a fase supercondutora e a normal. Para um bom interruptor para uma temperatura $T < 0.1T_c$ (T_c =temperatura crítica) é possível obter uma razão[5]:

$$\frac{k_n}{k_s} = a \cdot T^{-2}, \text{ com } a = 10^2 - 10^3 \text{ K}^2 \quad \text{II.2}$$

onde k_n é a condutividade na fase normal e k_s na fase supercondutora. Esta razão pode ser observada para o alumínio na Figura II.6.

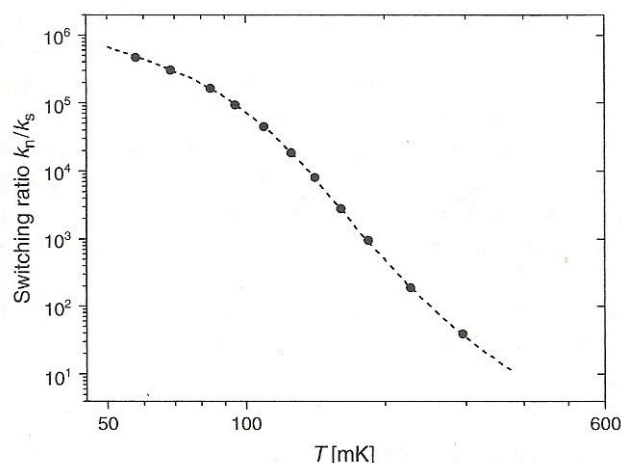


Figura II.6 - Razão entre as duas condutividades (normal e supercondutora) para o alumínio[5].

Para além da necessidade de aplicar campo magnético, que por vezes pode interferir com a experiência, a utilização deste tipo de interruptor está limitada a uma temperatura inferior à temperatura crítica do material utilizado. Na Tabela II.1 são apresentadas as temperaturas críticas e os campos críticos a 0 K para alguns componentes:

Nome	T_c [K]	H_0 [kA/m]
Zinco	0,93	3,8
Alumínio	1,175	8,4
Índio	3,4	21,6
Estanho	3,74	24,4
Chumbo	7,22	63,7

Tabela II.1 - Temperaturas críticas e campos magnéticos críticos a $T=0$ K[9].

O espaço necessário para um interruptor deste tipo pode criar mais uma limitação de utilização. Para a comutação entre os dois estados nos supercondutores os campos magnéticos utilizados são muito inferiores aos utilizados no princípio da magneto-resistência.

II.3. Interruptores “Fluid-loop”

Nos interruptores “fluid-loop” é possível o controlo do fluxo de calor entre duas fontes, uma vez que resulta do transporte de um fluido de trabalho entre as fontes quente e fria. O deslocamento do fluido pode ser forçado através de um bombeamento mecânico ou mesmo por capilaridade. A comutação entre estado ON e OFF resulta da circulação ou não, respectivamente, de fluido entre as duas fontes.

Na Figura II.7 a) é apresentado um exemplo de um ciclo fechado de bombeamento de gás, onde temos dois permutadores de calor um em cada uma das fontes, para assegurar as trocas de calor entre o fluido de trabalho e estas duas fontes. Uma bomba mecânica é responsável pela circulação do fluido no circuito. Na Figura II.7 b) é apresentado um “heat pipe” onde o bombeamento do fluido é resultado do efeito de capilaridade através de um capilar de diâmetro pequeno. Utilizando um evaporador na fonte quente e um condensador na fonte fria é possível a circulação do fluido de trabalho sob a forma de líquido da fonte fria para a fonte quente e sob a forma de gás da fonte quente para a fonte fria[10].

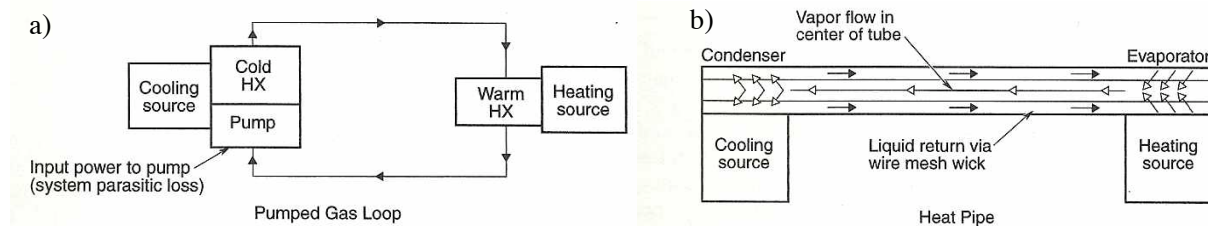


Figura II.7 - Dois tipos de interruptores “fluid-loop” possíveis. Interruptor com bombeamento mecânico a). Interruptor com bombeamento por efeito de capilaridade b)[10].

Este tipo de interruptor apresenta uma condutância no estado ON equivalente ao dispositivos com hiato gasoso e aos mecânicos. No entanto a condutância ON pode ser controlada pelo fluxo. Por outro lado, no estado OFF é possível obter resistências térmicas muito superiores aos interruptores mecânicos e de hiato gasoso, resultado da utilização de tubos de parede fina de grande comprimento. O comprimento e a parede fina dos tubos utilizados confere a este tipo de interruptores alguma flexibilidade. Em geral este tipo de interruptor apresenta uma dimensão superior aos mecânicos e aos de hiato gasoso, o que complica a sua integração em sistemas criogénicos de dimensão reduzida.

Um exemplo deste tipo de interruptor é uma miniatura “cryogenic loop heat pipe” (“CLHP”) desenvolvido por *Bugby*. Este dispositivo tem o mesmo tipo de funcionamento de um CLHP (cryogenic loop heat pipe)[11] mas apresenta um reduzido tamanho. Foi desenvolvido para operar entre 35K-40K com uma resistência OFF superior a 1000 K/W e uma resistência ON inferior a 1 K/W, com um tempo de actuação inferior a 10 minutos. O fluido de trabalho utilizado foi o néon. Este “heat pipe” é utilizado em aplicações de transporte de curta distância, daí o seu tamanho relativamente reduzido (Figura II.8).

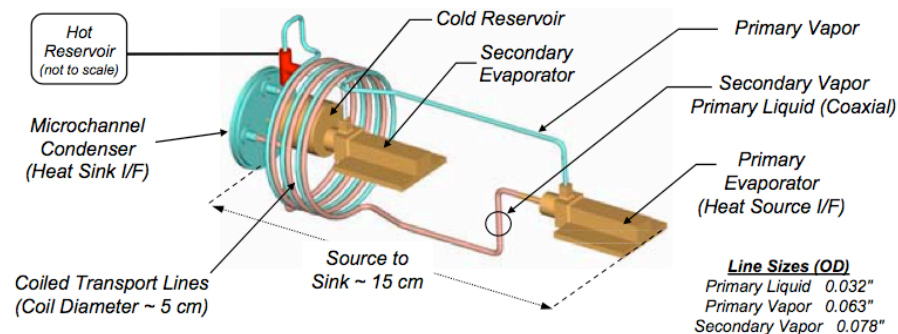


Figura II.8 – Componentes do “miniature-CLHP (cryogenic loop heat pipe)” utilizado para transporte a curtas distâncias.

Este dispositivo possui os seguintes componentes (Figura II.9): um evaporador primário de diâmetro reduzido (bombeamento primário por capilaridade); um condensador que possibilita a utilização como condensador primário e auxiliar; um reservatório, o evaporador secundário, de reduzido volume (bombeamento secundário por capilaridade); uma linha de transporte de pequeno diâmetro, sendo a linha de vapor secundário uma linha coaxial que no interior possui a linha de líquido primário. Esta linha coaxial permite o pré-arrefecimento do vapor que segue na linha secundária.

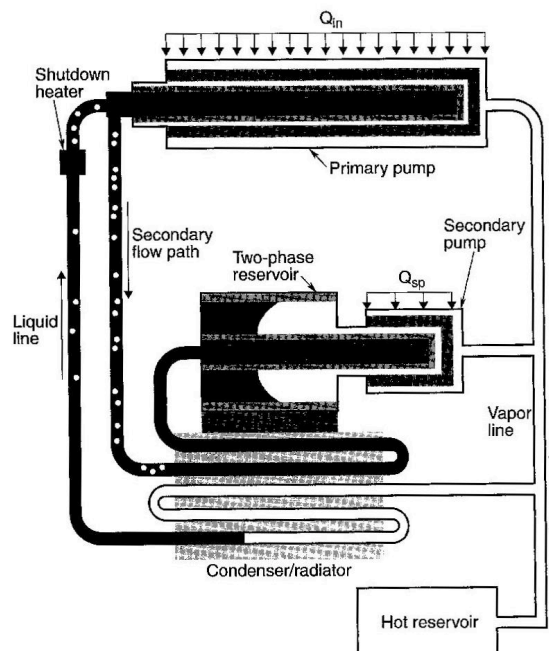


Figura II.9 – Diagrama de um CLHP (cryogenic loop heat pipe)[10].

A utilização de outros fluidos de trabalho possibilita a utilização deste dispositivo para outras gamas de temperatura. A relativa complexidade destes sistemas impedem uma redução extrema do tamanho que é às vezes necessária em algumas aplicações.

II.4. Interruptores térmicos com hiato gasoso

Os interruptores térmicos com hiato gasoso são dos mais simples e são muitas vezes utilizados nas conexões térmicas em dispositivos criogénicos. Estes interruptores são controlados pela pressão de gás no seu interior. Normalmente constituídos por dois blocos de um material de elevada condutividade térmica separados por um pequeno hiato gasoso. A fixação entre estes dois blocos é assegurada por um material de baixa condutividade térmica e com alguma rigidez mecânica. Este elemento de fixação dos blocos, muitas vezes é utilizado também para garantir a estanquidade do dispositivo.

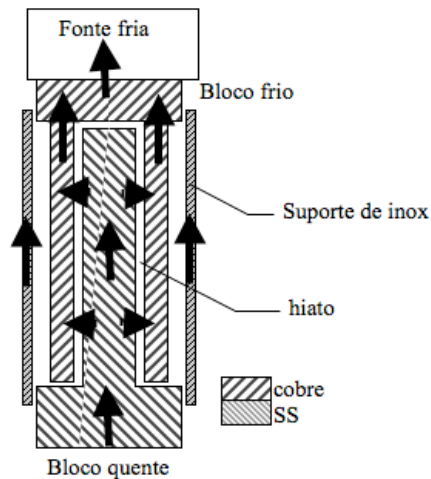


Figura II.10 - Esquema de um interruptor térmico com hiato gasoso[1].

O interruptor encontra-se aberto, ou seja no estado OFF, quando “não existe” gás no hiato. Inversamente, quando existe pressão suficiente no interior do hiato o interruptor diz-se fechado (estado ON). A condutividade no estado ON é independente da pressão do gás (Cf secção III.1.2) e a condutância térmica inversamente proporcional ao tamanho do hiato e proporcional à área de secção disponível para a condução no gás. Por outro lado, dada a inexistência de gás no hiato, a condutância no estado OFF é independente do gás. Dependendo apenas do material de baixa condutividade térmica que assegura a fixação entre os dois blocos, uma vez que todo o fluxo de condução de calor atravessa este material.

A gestão do gás no interior do dispositivo pode ser assegurada por um sistema de alimentação de gás constituído por um volume com o gás e um bombeamento mecânico. Para este mesmo fim podem ser também utilizadas mini bombas criogénicas que ficam integradas no interruptor, permitindo assim um tamanho muito reduzido.

Com este tipo de dispositivos, isentos de sistemas mecânicos complicados e podendo ser muito miniaturizados, é possível obter condutâncias equivalentes às dos interruptores mecânicos. A simplicidade do seu princípio de funcionamento permite a concepção de dispositivos muito compactos. Tal como os “heat pipes” a gama de operação depende do gás utilizado, o que os torna muito versáteis para vários tipos de aplicações.

Apesar do mesmo princípio de funcionamento, existem muitas geometrias possíveis para os interruptores com hiato gasoso. Um exemplo deste tipo de dispositivo é apresentado por *Marland*[7]. É constituído por: dois blocos cilíndricos de berílio (boa condutividade térmica) separados por um hiato; um pequeno tubo de titânio de parede fina responsável pela fixação interna dos dois blocos; um tubo flexível em fole (“bellow”) de inox com 75 μm de espessura responsável pela estanquidade do dispositivo. A altura do interruptor é de ~ 5 cm. A gestão do gás é feita por um sistema constituída por 2 válvulas de solenóide e um reservatório de hidrogénio e uma abertura para ser bombeado pelo vácuo do espaço (Figura II.11).

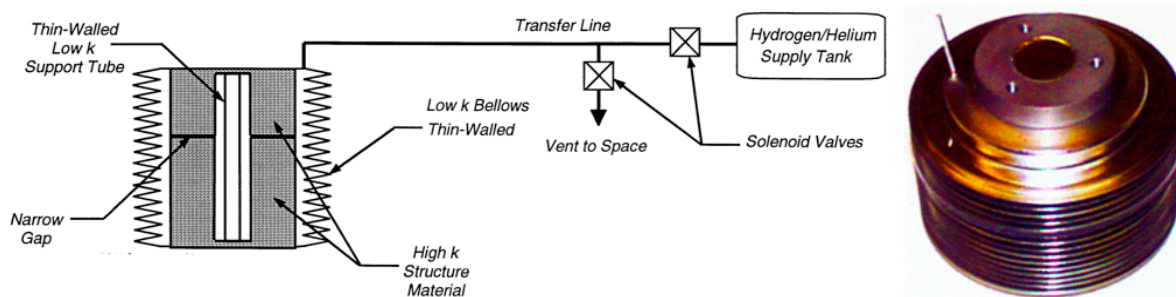


Figura II.11 - Esquema do interruptor térmico com hiato gasoso com hidrogénio e imagem do protótipo de Marland [7].

Devido à expansão térmica diferencial, a dimensão do hiato varia com o estado ON/OFF do dispositivo. No estado ON todos os componentes do interruptor estão a uma temperatura próxima. Como o tubo de titânio contrai mais do que os blocos de berílio a espessura do hiato diminui para $\sim 20 \mu\text{m}$. No estado OFF o grande gradiente de temperatura ao longo do comprimento do tubo de titânio ($T_{\text{fria}} = 50\text{K}$ e $T_{\text{quente}} = 300\text{K}$) resulta numa ligeira dilatação deste tubo em relação aos blocos de berílio. O que resulta num hiato de $50 \mu\text{m}$.

Com esta geometria e utilizando hidrogénio, com o bloco frio a $\sim 40\text{ K}$ e com uma potência de 1W , o interruptor tem uma resistência térmica de 1 K/W . Para o estado OFF com o bloco frio a 30 K e o bloco quente a 290 K apresenta uma resistência térmica de 1450 K/W [7]

Outro protótipo de interruptor térmico com hiato gasoso foi desenvolvido por Bascunán[12]. Este dispositivo é constituído por dois blocos de cobre cilíndricos com palhetas cilíndricas de 1.5 mm de espessura separadas por um pequeno hiato de $250 \mu\text{m}$ (Figura II.12). A fixação dos dois blocos de cobre é feita por um tubo de resina epóxi de fibra de vidro (mau condutor térmico). Para além de suporte dos blocos, este tubo garante também a estanquidade do gás. A altura do interruptor é de $6,5\text{ cm}$ e cada bloco de cobre tem 110 cm de diâmetro. O que resulta num dispositivo com $\sim 1,5\text{ kg}$.

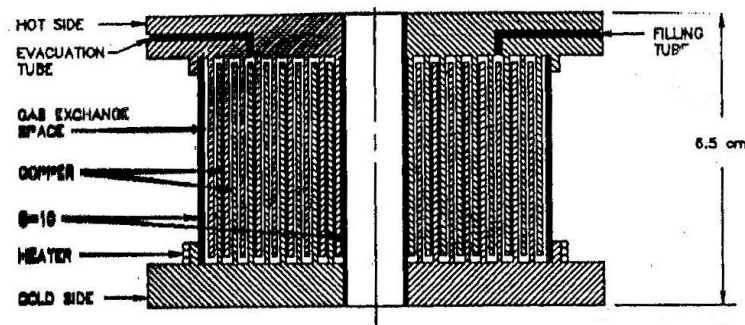


Figura II.12 - Esquema do interruptor térmico com hiato gasoso de $250 \mu\text{m}$ [12].

Neste estudo foram realizados testes com hélio, azoto, néon e argon. Sendo obtido, para o azoto, uma condutância ON de 2 W/K , com o bloco frio a 70 K e uma potência no bloco quente de 5 W . Para o estado OFF a condutância medida foi de 9 mW/K . Para a gestão do gás no interior do interruptor foi utilizada uma minibomba criogénica com 2.5 g de carvão activado.

Em geral, no estado OFF a reduzida condutância é obtida diminuindo a pressão no interior do dispositivo. Normalmente esta redução da pressão é feita através de um bombeamento directo do interior do interruptor. Se o gás for arrefecido a uma temperatura inferior à temperatura de saturação inicia-se a deposição de líquido ou sólido no bloco. Para temperaturas baixas (50K) a diminuição da pressão de vapor implica uma diminuição da transferência de calor entre os dois blocos. Exemplos da utilização deste princípio, são dois interruptores desenvolvidos por Ho-Myung Chang[13]. Um dos interruptores (A) é

constituído por 4 pares de tubos finos de cobre concêntricos (Figura II.13 a). Possui uma altura de 100 mm e 60 mm de diâmetro. O outro interruptor (B) também com uma altura de 100mm e 60 mm de diâmetro é constituído por 14 pares de placas de cobre (1mm), cuja geometria é apresentada na (Figura II.13 b)).

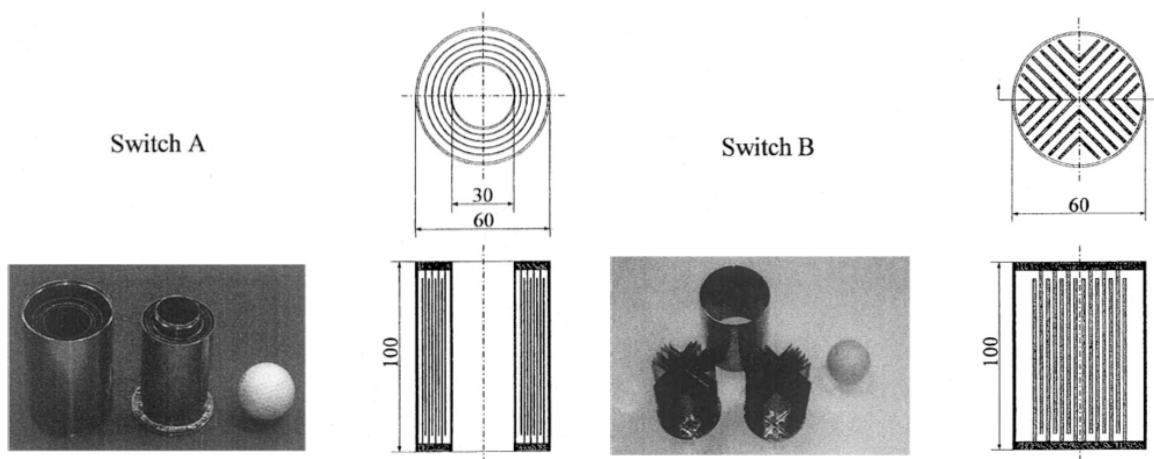


Figura II.13 - Geometrias dos dois interruptores com hiato gasoso (A) e (B)[13].

Sendo pretendida uma temperatura de comutação ON/OFF entre 50 K e 70 K, os interruptores foram carregados com 1 bar de azoto à temperatura ambiente. Sendo obtida uma condutância no estado ON a ~ 70 K de 1 W/K para o interruptor B e ~ 0.4 W/K para o interruptor A (Figura II.14). Tendo em conta a pressão de enchimento de N_2 , a temperatura de comutação obtida foi de ~ 50 K. No estado OFF como a redução da pressão é dependente da temperatura, a condutância OFF vai diminuindo com a descida da temperatura.

É obtida uma melhor eficiência com o interruptor B, uma vez que, comparativamente com o A, conduz mais no estado ON e conduz menos no estado OFF.

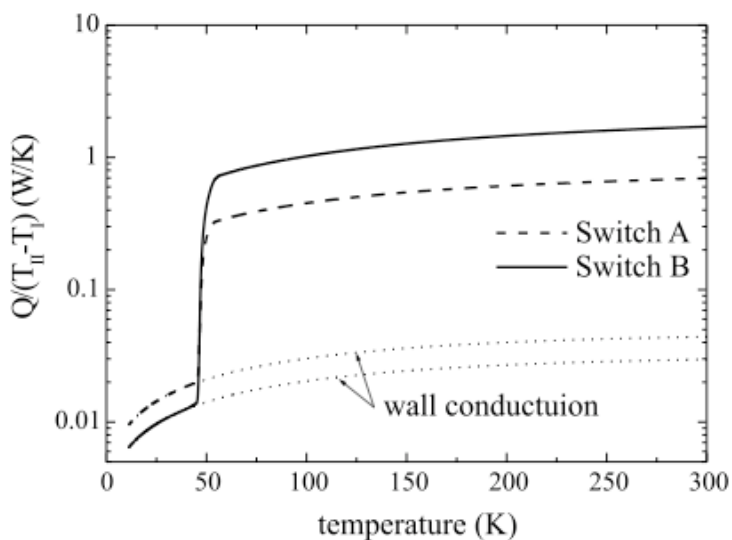


Figura II.14 - Condutância dos dois dispositivos em função da temperatura[13].

Apesar da difícil comparação, uma vez que cada tipo de interruptor descrito anteriormente foi projectado para a sua aplicação e gama de temperatura, é possível resumir algumas das características de cada classe:

Tipo de interruptor	$T > 1\text{ K}$	Campo magnético	Compacto	Partes móveis
Magneto-resistivos	✓	✓	✓	
Supercondutividade		✓	✓	
Mecânicos	✓		✓	✓
Heat pipes	✓			
hiato gasoso	✓		✓	

Tabela II.2 - Comparação das principais características dos diferentes tipo de interruptores térmicos.

Desta tabela, sobressai que o interruptor térmico com hiato gasoso é o único a satisfazer simultaneamente os critérios ($T > 1\text{ K}$, compacto, que não utiliza campos magnéticos e isento de partes móveis) sendo por isso o tipo de interruptor que mais se apropria para a aplicação alvo deste projecto.

II.5. Aplicações dos interruptores térmicos

A utilização de criorefrigeradores redundantes em aplicações espaciais é uma das mais típicas aplicações dos interruptores térmicos criogénicos. Ambos são ligados ao componente criogénico a arrefecer, mas apenas um se encontra em funcionamento. O criorefrigerador suplente desligado deve estar desacoplado termicamente, sob pena de constituir uma elevada carga térmica. Utilizando um interruptor térmico é possível desacoplar termicamente este criorefrigerador suplente (interruptor aberto). Se por outro lado for necessário activar este criorefrigerador suplente, abre-se o interruptor do que estava a funcionar fechando o do suplente (Figura II.15).

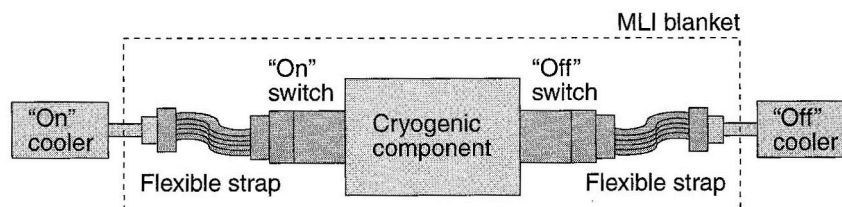


Figura II.15 – Aplicação dos interruptores térmicos em redundância de criorefrigeradores[5].

Deste tipo de aplicações, surge a necessidade de possuir um interruptor cujo estado de ligado não limite muito a potência frigorífica do criorefrigerador. Por outro lado quando se encontra desligado é necessário que ele conduza o mínimo possível para que o criorefrigerador suplente não esteja a introduzir uma carga térmica desnecessária.

Para certas aplicações espaciais, onde as baixas temperaturas são necessárias, é difícil o arrefecimento sem a produção de vibrações e ruído electromagnético, causados pelos motores dos sistemas de compressão dos diferentes criorefrigeradores. A utilização de uma unidade de armazenamento de energia (ESU – “Energy Storage Unity”) permite a conservação de baixas temperaturas, durante algum tempo, mesmo após a paragem do criorefrigerador. Um ESU consiste num reservatório de entalpia (constituído de um material de elevado calor específico, ou calor latente de uma mudança de fase) acoplado ao dedo frio do criorefrigerador através de um interruptor térmico (Figura II.16)[2].

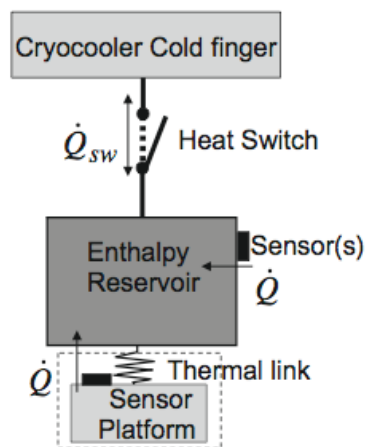


Figura II.16 – Esquema da unidade de armazenamento de energia[2].

Numa fase inicial o criorefrigerador é responsável pelo arrefecimento do reservatório de entalpia. Para isso é conveniente uma boa condução térmica no interruptor, que se encontra fechado. Após o arrefecimento, o reservatório é desacoplado termicamente do criorefrigerador, através da abertura do interruptor. Numa última fase, o criorefrigerador é desligado, o que provoca o aumento da sua temperatura. Como o reservatório já se encontra desacoplado termicamente do criorefrigerador e devido à sua elevada capacidade calorífica, a temperatura do reservatório aumenta muito lentamente quando comparado ao criorefrigerador desligado. Desta forma é obtida a desejada fonte de frio isenta de quaisquer vibrações e ruído electromagnético.

Com o objectivo de armazenar energia entre 65K e 80K , destaca-se o trabalho sobre o ESU a azoto[3]. Este sistema permite armazenar 3000 J, utilizando o calor latente da mudança de fase líquido - gás do azoto. Em vez do reservatório com o material de elevado calor específico, existe uma célula estanque ($\sim 35 \text{ cm}^3$) acoplada ao bloco frio do interruptor. Nesta célula é condensado o N_2 . Para reduzir o aumento de temperatura devido à evaporação do líquido, a célula está ligada a um volume de expansão 6 L à temperatura ambiente (Figura II.17)[3].

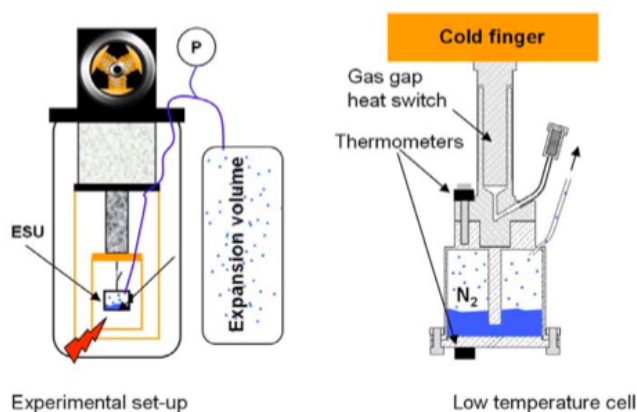


Figura II.17 – Esquema do reservatório de azoto e interruptor acoplados ao dedo frio do criorefrigerador. À esquerda está esquematizada a ligação entre o reservatório e o volume de expansão no exterior do criorefrigerador a 300K[3].

A integração num destes sistemas de armazenamento de energia a calor latente é a aplicação alvo do interruptor desenvolvido neste projecto. Sendo necessário numa fase inicial condensar $\sim 20 \text{ cm}^3$ de azoto de gás para líquido (2000 J) em 20 minutos com um ΔT entre o reservatório e o criorefrigerador menor que 5 K. Para cumprir este requisito é necessário que o interruptor possua uma condutância ON $\dot{Q}/\Delta T$ de $\sim 300 \text{ mW/K}$.

Além deste reservatório de energia com N_2 , foram desenvolvidos no mesmo laboratório outros dois ESUs, ambos usando capacidade calorífica. Um destes ESUs usa o chumbo para armazenar energia até 20 K, o outro utiliza o Gd_2O_2S para armazenar até 6 K. Na Tabela II.2 estão representadas as propriedades dos 3 exemplos apresentados anteriormente[2, 3, 14]. Todos os dispositivos utilizaram o mesmo interruptor térmico de hiato gasoso[3] apenas alterando o gás de troca consoante a temperatura de operação.

ESU	Temperatura inicial	Temperatura final	Entalpia armazenada	Material (reservatório)	Massa (sem reservatório)	Gás utilizado no interruptor
ESU- Pb	11 K	20 K	36 J	Pb	110 g	H_2
ESU- GOS	3 K	6 K	30 J	Gd_2O_2S	160 g	4He
ESU- N_2	65 K	80 K	3600 J	N_2	~10 g	N_2

Tabela II.3 – Resumo das características dos três ESU's (Pb , GOS e N_2)[15].

Outra possível aplicação dos interruptores térmicos são os compressores de adsorção. Estes compressores são utilizados, por exemplo, em sistemas de micro refrigeração[16]. Um refrigerador de adsorção é constituído por uma unidade de compressão, um permutador de calor e uma válvula de expansão Joule-Thomson (Figura II.18):

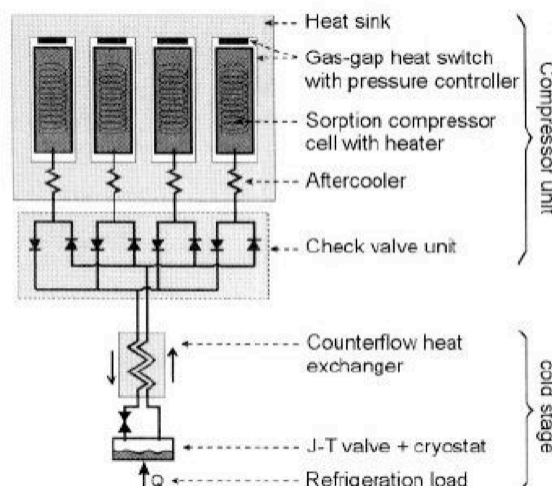


Figura II.18 - Esquema de um micro criorefrigerador de adsorção[16].

Neste criorefrigerador[16] desenvolvido na Universidade de Twente (Holanda) a unidade de compressão é constituída por 4 células de adsorção (constituídas por carvão activado) e um conjunto de válvulas que permitem o controlo do fluxo de gás. Quando o gás refrigerante comprimido deixa a unidade de compressão é arrefecido devido à passagem pelo permutador de calor. De seguida, a expansão causada pela passagem numa válvula de J-T provoca o arrefecimento do refrigerante, retirando potência ao dispositivo que se pretende arrefecer. O gás refrigerante a baixa pressão volta para a unidade de compressão passando pelo permutador de calor, arrefecendo o gás comprimido que segue em direcção à válvula de expansão J-T ciclicamente.

As células de adsorção do compressor[16] operam entre 300 e 600 K. Sendo utilizados aquecimentos eléctricos e dissipadores de calor para o exterior, para o aquecimento e arrefecimento das células respectivamente. Para estabelecer o contacto térmico entre estas células e os dissipadores são utilizados interruptores térmicos com hiato gasoso. O estado OFF do interruptor quando é pretendido aquando do aquecimento da célula para a dessorção do gás (compressão). Quando o objectivo é adsorver o gás (na expansão), o interruptor é colocado no estado ON e o calor é dissipado pelo dissipador a 300K.

Utilizando xénon como gás refrigerante é possível obter 165K com uma potência frigorífica de 200mW neste micro refrigerador de compressão[16].

II.6. O Interruptor térmico com hiato gasoso previamente existente no laboratório

Num interruptor térmico com hiato gasoso, a comutação é feita pela existência ou “não” de gás num hiato situado entre dois blocos bons condutores térmicos. Neste caso particular a gestão do gás controlada por um pequena criobomba (Figura II.19 a). Um interruptor térmico com hiato gasoso é isento de partes móveis e fica assim isento de desgaste. Esta característica torna-o muito apreciado por exemplo nas aplicações espaciais.

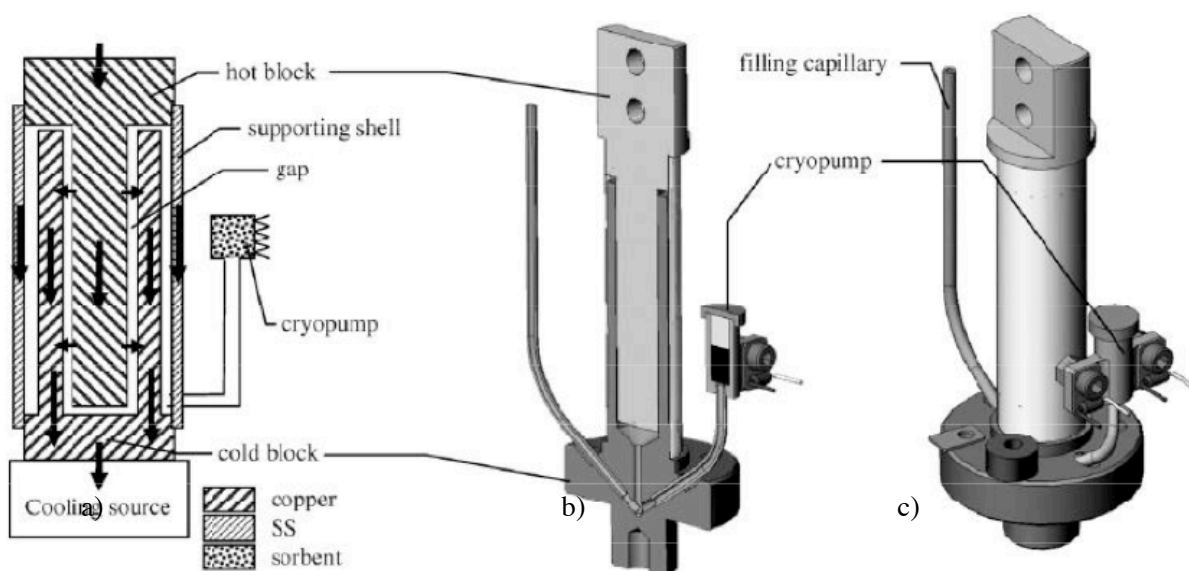


Figura II.19 - a) Esquema de um interruptor térmico com gás de troca; b) e c) desenho tridimensional em corte e completo, do interruptor existente no laboratório de criogenia da FCT/UNL[1].

Por exemplo, o dispositivo já existente no laboratório de criogenia da FCT/UNL (Figura II.19 b) é constituído por dois blocos de cobre cilíndricos concêntricos separados por um pequeno hiato de $100\ \mu\text{m}$. Um tubo de inox cilíndrico com uma espessura de $100\ \mu\text{m}$ e altura $50\ \text{mm}$ assegura o suporte mecânico entre os dois blocos de cobre, evitando o contacto físico entre os blocos e assim um curto circuito térmico entre ambos. O suporte é igualmente responsável pela estanquidade do interruptor. Quando existe gás entre os blocos (estado ON), este permite a transferência de calor entre os dois blocos. Sendo a condutância total do dispositivo dada pelas contribuições das resistências R_{gap} (resistência térmica do hiato gasoso) e R_{blocos} (resistência térmica dos blocos de cobre). Por outro lado, quando não existe gás entre os blocos (estado OFF) a única forma de condução de calor é através do tubo de inox cilíndrico (mau condutor térmico). Neste caso, em primeira aproximação, a condutância do dispositivo resulta apenas da contribuição da $R_{\text{suporte inox}}$.

A gestão do gás no interior do dispositivo fica a cargo de uma mini bomba criogénica de adsorção (criobomba descrita na secção III.3). Esta criobomba é constituída por um carvão activado que, dependendo da temperatura, do gás e da quantidade exibe diferentes propriedades de adsorção.

Quando se arrefece a criobomba, o processo de adsorção é bastante eficiente criando um bom vácuo entre os dois blocos de cobre. Neste caso R_{gap} (resistência térmica do hiato gasoso) é bastante elevada o que proporciona um mau contacto térmico entre os dois blocos de cobre (estado OFF) no qual a condutância térmica do conjunto (K) é limitada pelo tubo de inox.

Por outro lado, quando se aquece a criobomba o gás de troca adsorvido no carvão é libertado no hiato, proporcionando um bom contacto térmico entre os dois blocos de cobre. Este estado é denominado de estado ON.

Esquemáticamente, em primeira aproximação, a resistência térmica equivalente do interruptor pode-se representar por uma associação em série e em paralelo (Figura II.20). Na realidade, o problema é mais complicado uma vez que o fluxo que atravessa o dispositivo propaga-se longitudinalmente no cobre, mas atravessa transversalmente o hiato gasoso. Esta assunto será discutido mais à frente na secção III.2.

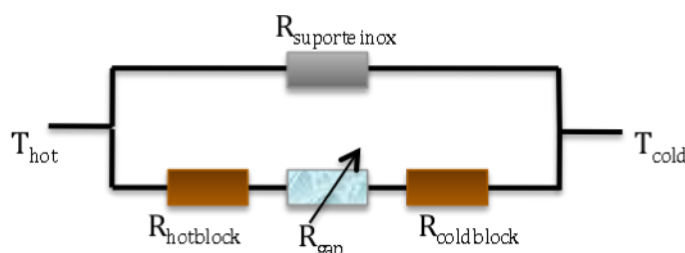


Figura II.20 – Representação esquemática de um interruptor de hiato gasoso ^[1].

No estado OFF, a R_{gap} é muito elevada ($R_{gap} \gg R_{suporte\ inox}$), o contacto térmico entre os dois blocos é dominado pelo suporte de inox. Daí a importância de se utilizar um material de baixa condutividade térmica como o inox, bem como minimizar a espessura deste sem pôr em causa a estabilidade e a rigidez mecânica.

No estado ON, $R_{gap} \ll R_{suporte\ inox}$, por isso o contacto térmico entre os blocos de cobre é estabelecido através do gás presente na gap.

Este interruptor foi testado utilizando hélio[14], hidrogénio[17], néon[1] e azoto[18] como gases de troca. Por se tratarem de gases com propriedades físicas diferentes, a gama de funcionamento da criobomba assim como a condutância do dispositivo no estado ON variam consoante o gás. Na figura seguinte foi representada a condutância efectiva do interruptor em função da temperatura da criobomba (Figura II.21), determinando as características da condutância ON e OFF para os diferentes gases.

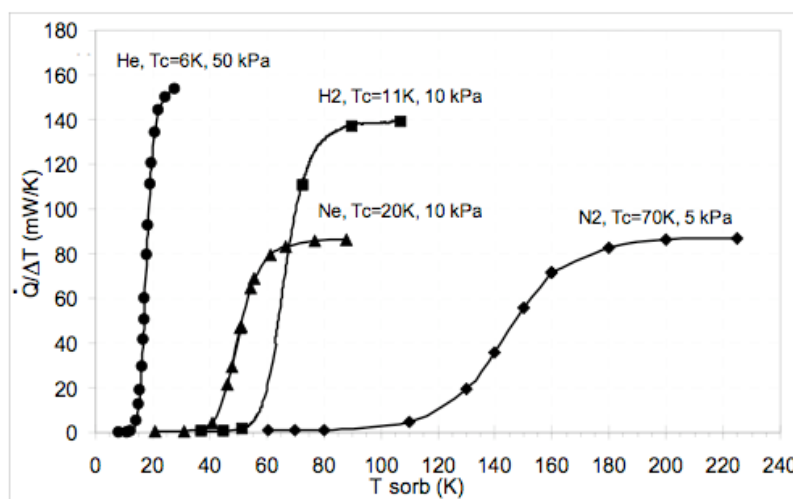


Figura II.21 - Condutância térmica efectiva do interruptor utilizando He, H₂, Ne e N₂ em função da temperatura da criobomba. A temperatura do dedo frio é 6, 11, 20 e 70 K respectivamente[18].

Sendo o azoto o gás utilizado no actual projecto, é interessante verificar como a temperatura de transição do estado OFF ao estado ON pode ser modificada variando a pressão de enchimento, ou seja, a quantidade total de gás a gerir. Se a quantidade de gás é mais elevada, é necessário aumentar a capacidade de criobombagem, o que implica um T mais baixo para conseguir adsorver (Figura II.22)[18]. A variação da condutância do dispositivo com a pressão de enchimento foi obtida com a temperatura do dedo frio a 70 K.

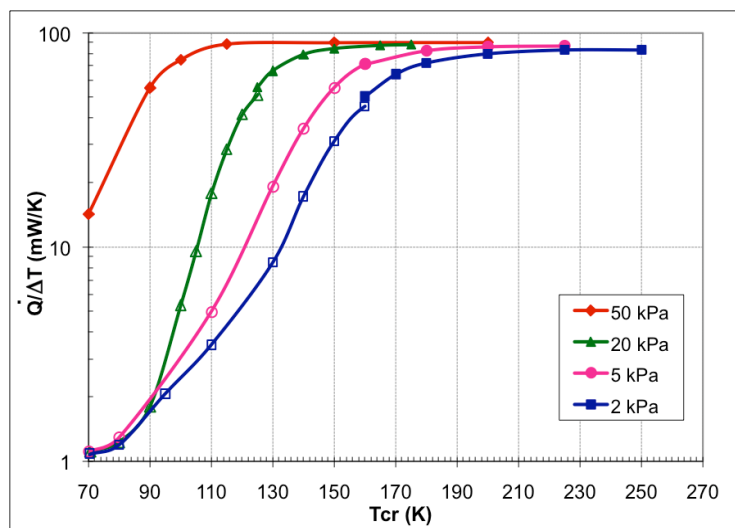


Figura II.22 - Condutância térmica do interruptor em função da temperatura da criobomba T_{cr} , para várias pressões de enchimento com azoto[18].

Para as temperaturas mais elevadas da criobomba, a condutância do interruptor satura para um valor constante independente da pressão de enchimento, (≈ 90 mW/K no caso da Figura II.22). Este limite da condutância deve-se à entrada no regime viscoso, regime em que a condutividade do gás é independente da pressão (Cf. secção III.1.2). Para as temperaturas baixas, a condutância diminui até ≈ 1 mW/K que corresponde à condutância do tubo de inox.

III. Modelação térmica do interruptor

Nesta secção será abordada a condutividade térmica nos gases, dada a sua importância nos interruptores térmicos. Será também abordado o modelo de condução em placas paralelas.

III.1. Condutividade térmica nos gases

III.1.1. Expressão geral da condução térmica

A condutividade térmica dos gases utilizados assume um papel fundamental na condutância dos interruptores térmicos com hiato gasoso. Nesta secção, é lembrado como um modelo simples permite calcular a condutividade térmica no caso geral e no caso particular dos gases ideais.

Considere-se um tubo cheio de gás, com um gradiente de temperatura no gás ao longo do eixo x (Figura III.1).

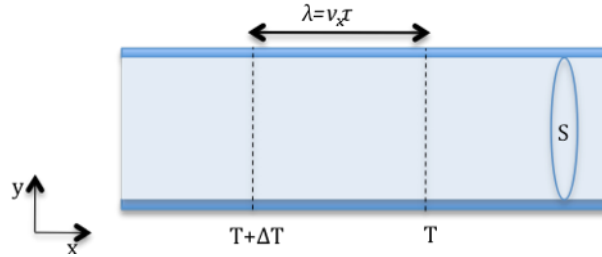


Figura III.1 - Tubo cilíndrico, de secção s , cujo seu interior é preenchido com gás. Ao longo do eixo x existe um gradiente de temperatura no gás.

Por definição da condutividade térmica k , o fluxo de calor por unidade de área e de tempo através desta superfície devido ao gradiente de temperatura existente no gás é dado por:

$$\phi^{calor} = -k \frac{dT}{dx} \quad \text{III.1}$$

Utilizando a teoria cinética dos gases, uma análise do ponto de vista microscópico permite considerar a condutividade térmica de um gás como o fluxo total de energia das partículas através de uma superfície. Esta energia por partícula é simplesmente a energia interna cT , c sendo o calor específico por partícula. Na Figura III.1, considera-se uma fatia do tubo de comprimento λ (λ : livre percurso médio, i.e. distância percorrida entre duas colisões) em que existe uma diferença de temperatura ΔT entre as duas extremidades)

Sendo N é o número de partículas entre $T + \Delta T$ e T , dado por:

$$N = n\lambda s \quad \text{III.2}$$

onde n representa o número de partículas por unidade de volume e s a área da secção do tubo. O número de partículas que se deslocam, à velocidade térmica média v_x , no sentido positivo do eixo xx , N^+ é:

$$N^+ = \frac{1}{2} n v_x \tau s \quad \text{III.3}$$

Desta forma o fluxo de partículas, por unidade de área e de tempo, que se desloca no sentido positivo da direcção x é:

$$\phi_+^{particulas} = \frac{1}{2} n v_x \quad \text{III.4}$$

Da mesma forma, o fluxo de partículas, por unidade de área e de tempo, que se desloca no sentido negativo da direcção x é:

$$\phi_{-}^{particulas} = -\frac{1}{2}nv_x \quad \text{III.5}$$

Considere-se cT a energia por partícula, com c o calor específico de uma partícula. O fluxo de energia no sentido positivo do eixo x é:

$$\phi_{+}^{energia} = \frac{1}{2}nv_x[c(T + \Delta T) - cT] = \frac{1}{2}nv_x c \Delta T \quad \text{III.6}$$

Analogamente, o fluxo de energia no sentido negativo do eixo x é:

$$\phi_{-}^{energia} = -\frac{1}{2}nv_x c \Delta T \quad \text{III.7}$$

Das equações III.6 e III.7, o fluxo total de energia é:

$$\phi^{calor} = \phi_{+}^{energia} - \phi_{-}^{energia} = nv_x c \Delta T \quad \text{III.8}$$

É ainda possível escrever a diferença de temperatura ΔT em função da distancia λ como:

$$\Delta T = \frac{dT}{dx} \lambda = \frac{dT}{dx} v_x \tau \quad \text{III.9}$$

Como a velocidade quadrática média é:

$$\bar{v}^2 = \bar{v}_x^2 + \bar{v}_y^2 + \bar{v}_z^2 \quad \text{III.10}$$

Sendo a agitação térmica isotrópica, podemos escrever v_x da seguinte forma:

$$v_x^2 = \frac{1}{3}v^2 \quad \text{III.11}$$

Tendo em conta a equação III.9 o fluxo total de energia vem:

$$\phi^{calor} = nv_x c \frac{dT}{dx} v_x \tau \quad \text{III.12}$$

Substituindo III.11 em III.12 o fluxo total de energia vem

$$\phi^{calor} = \frac{1}{3}nv^2 c \frac{dT}{dx} \tau \quad \text{III.13}$$

Substituindo na equação anterior, $\lambda = v\tau$ e $C = cn$, a capacidade calorífica por unidade de volume:

$$\phi^{calor} = \frac{1}{3}v\lambda C \frac{dT}{dx} \quad \text{III.14}$$

Finalmente, tendo em conta a equação III.1, a condutividade térmica é:

$$k = \frac{1}{3}Cv\lambda \quad \text{III.15}$$

Convém salientar que esta expressão é uma expressão muito geral válida para qualquer tipo de partículas (átomos, electrões, fónões) e é utilizada como expressão de base para calcular em primeira aproximação a condutividade térmica em muitos materiais diferentes (gases, sólidos, ...).

III.1.2. Regime viscoso

Quando a distancia percorrida por uma molécula de um gás entre duas colisões sucessivas é muito pequena relativamente à distância entre as extremidades do sistema (o hiato no nosso caso), definimos este regime por viscoso (ou clássico, uma vez que é o que acontece num gás nas condições normais de pressão e temperatura). Como o número de colisões entre partículas é muito elevado facilita o transporte de energia. Na teoria cinética dos gases, o livre percurso médio de uma partícula é dado por:

$$\lambda = \frac{l}{n\sigma} \quad \text{III.16}$$

onde n é o número de moléculas por unidade de volume e σ a secção eficaz de colisão. Para um gás ideal podemos apresentar o livre percurso médio da seguinte forma:

$$\lambda = \frac{l}{n\sigma} = \frac{RT}{N_A P \sigma} \quad \text{III.17}$$

sendo N_A o número de Avogadro. λ é proporcional à temperatura T e inversamente proporcional à pressão. Conhecida a velocidade quadrática média para um gás ideal:

$$v = \sqrt{\frac{2RT}{M}} \quad \text{III.18}$$

em que M é a massa molar e tendo em conta a (III.15), a condutividade térmica para um gás ideal vem por:

$$k = \frac{l}{3N_A \sigma} \sqrt{\frac{2RT}{M}} c_{mol} \quad \text{III.19}$$

em que c_{mol} é a capacidade calorífica molar. Para um gás ideal, c_{mol} é constante e o resultado anterior mostra que a condutividade térmica de um gás ideal no regime viscoso é independente da pressão, resultado importante para determinar a condutância térmica de um interruptor térmico com hiato gasoso. Este resultado explica também que a condutividade térmica dos gases diminui com a massa molar como se pode verificar na Figura III.2. A dependência de k em $T^{1/2}$ também se verifica em primeira aproximação.

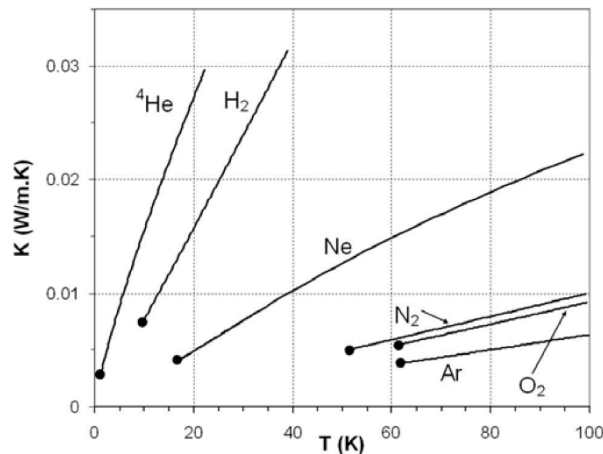


Figura III.2 - Condutividade térmica de alguns gases a baixas temperaturas[2].

Sendo a secção eficaz de difícil determinação, outra forma de obter o livre percurso médio é pela relação entre a condutividade térmica e a viscosidade η , que pode ser obtida a partir de um raciocínio geral semelhante ao que levou à condutividade térmica:

$$\eta = \frac{1}{3} nm\lambda v \quad \text{III.20}$$

tendo em conta a equação anterior, a razão entre a condutividade térmica e a viscosidade para qualquer partícula independente resulta em:

$$\frac{k}{\eta} = \frac{c_v^*}{m} = \frac{c_v}{M} \quad \text{III.21}$$

onde m é a massa molecular, M massa molar. O livre percurso médio em função da viscosidade vem por:

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{1}{3} n \lambda m \sqrt{\frac{2RT}{M}} \Leftrightarrow \lambda = 3\eta \frac{RT}{MP} \sqrt{\frac{M}{2RT}} \Leftrightarrow \\ \lambda &= 6,1 \frac{\eta}{P} \sqrt{\frac{T}{M}} \end{aligned} \quad \text{III.22}$$

Quantificado o livre percurso médio é possível determinar o tipo de condução gasosa. Quando o livre percurso médio é (muito) inferior ao hiato δ do interruptor ($\lambda \ll \delta$) entramos no regime viscoso, estado ON do interruptor. Neste regime a condutância térmica do interruptor tornar-se-á independente da pressão, (III.15).

III.1.3. Regime Molecular

Se por outro lado, o livre percurso médio calculado por (III.22) é maior que o hiato ($\lambda \gg \delta$), entra-se no regime molecular (ou “balístico” ou ainda de Knudsen). Neste regime o processo de transporte de energia é dificultado, uma vez que as moléculas do gás viajam entre as superfícies quente e frias sem colidirem com outras partículas. Como é possível verificar a seguir, é este regime que se deve atingir no estado OFF do interruptor. Utilizando a teoria cinética dos gases, para um gás ideal, é possível calcular o fluxo de calor que atravessa o gás[19]:

$$\dot{Q}_{\text{molecular}} = A \alpha \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right) \left(\frac{R}{8\pi M T} \right)^{1/2} P (T_h - T_c) \quad \text{III.23}$$

sendo α o factor de acomodação com o valor ≈ 1 , $\gamma = C_p/C_v$, T a temperatura média, T_h e T_c a temperatura das placas quente e fria e P a pressão. Se no regime viscoso a condutividade do gás era independente da pressão, no regime molecular o fluxo de calor é proporcional à pressão do gás: para diminuir a condução através do gás, “basta” diminuir a pressão.

III.2. Modelo de condução com gás entre placas paralelas

Dada a geometria deste tipo de dispositivo, não é possível considerar uma associação em série nem em paralelo do cobre com o gás uma vez que uma parte do fluxo é longitudinal no cobre e transversal no gás. Uma resolução analítica simples deste problema não é possível. No entanto, com algumas hipóteses simples e verificadas a posteriori, pode-se obter um resultado analítico próximo da realidade. Considera-se a geometria constituída por duas placas paralelas, boas condutoras térmicas, separadas por um hiato gasoso para modelizar o nosso problema (*Duband*, comunicação privada).

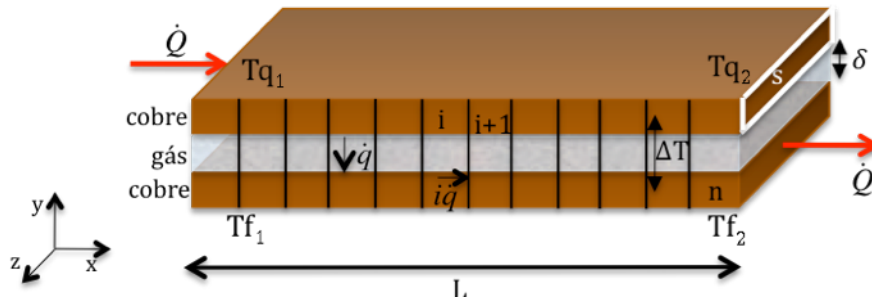


Figura III.3 – Esquema do modelo de condução de placas paralelas separadas por um hiato gasoso considerado.

Se a condutância térmica do hiato na direcção y é muito inferior à condutância das placas na direcção x , pode se considerar sem grande erro que a diferença de temperatura ΔT_y através do hiato é aproximadamente constante ao longo do comprimento das placas. Considerar-se-á também:

$k_{gás}$ = condutividade do gás = constante

k_{cu} = condutividade do cobre = constante

hipóteses consideradas razoáveis caso as diferenças de temperaturas “globais” não sejam muito grandes.

Considere-se \dot{Q} como sendo o fluxo de calor aplicado numa das faces de menor área de uma das placas. Este fluxo longitudinal diverge linearmente na direcção y , cruzando o gás, convergindo longitudinalmente na extremidade da outra placa. Nesta segunda placa a totalidade de fluxo \dot{Q} emerge longitudinalmente na face de menor área oposta à primeira. Seja o conjunto discretizado em n elementos (Figura III.3), em cada elemento i , \dot{q} representa o fluxo de calor que atravessa cada elemento do gás (deixando a placa superior para passar na placa inferior). Como o ΔT através do gás e $k_{gás}$ são considerados constante neste modelo:

$$\dot{Q} = n\dot{q} \quad \text{III.24}$$

Na placa de cobre inferior, num elemento i , de comprimento L/n , um fluxo $i\dot{q}$ já atravessou o gás: a diferença de temperatura entre elementos sucessivos da placa (inferior), $i+1$ e i , é então dada por:

$$T_{i+1} - T_i = \frac{L}{n} \frac{1}{k_{cu}s} i\dot{q} \quad \text{III.25}$$

onde s é a área da secção da placa. Donde a diferença de temperatura $T_{f2} - T_{f1}$ é dada por:

$$\begin{aligned} T_n - T_1 &= \sum_{i=1}^n (T_{i+1} - T_i) = \frac{L}{n} \frac{1}{k_{cu}s} \dot{q} \sum_{i=1}^n i = \frac{L}{n} \frac{1}{k_{cu}s} \dot{q} \frac{n(n+1)}{2} \Leftrightarrow \\ \Leftrightarrow T_n - T_1 &= \frac{\dot{Q}}{k_{cu}s} \frac{L}{2} \end{aligned} \quad \text{III.26}$$

onde foi utilizado $n(n+1) \approx n^2$ para $n \gg 1$. No caso do gás, a diferença de temperatura ΔT entre duas placas paralelas, espaçadas de um hiato gasoso de comprimento δ e com área de secção $s_{gás}$, quando aplicada uma potência \dot{Q} perpendicular às placas é:

$$\Delta T = \frac{\dot{Q}}{k_{gás}} \frac{\delta}{s_{gás}} \quad \text{III.27}$$

Finalmente, a diferença de temperatura entre as duas faces opostas das duas placas ($Tq_1 - Tf_2$) é:

$$Tq_1 - Tf_2 = \underbrace{Tq_1 - Tq_2}_{\text{Cobre}} + \underbrace{Tq_2 - Tf_2}_{\text{Gás}} = \frac{\dot{Q}}{k_{cu}s} \frac{L}{2} + \frac{\dot{Q}}{k_{gás}} \frac{\delta}{s_{gás}} \quad \text{III.28}$$

Quando temos duas placas paralelas separadas por um hiato gasoso, se considerarmos as condutividades do gás e do cobre constantes, para a diferença de temperatura entre as duas extremidades opostas das placas ($Tq_1 - Tf_2$), apenas metade do comprimento de uma placa e o gás são contabilizados em série para a condutância do conjunto.

III.3. Gestão da quantidade de gás

Os estados ON e OFF dos interruptores térmicos de hiato gasoso são dependentes da pressão de gás no hiato. Para a gestão desta quantidade de gás é utilizada uma mini bomba criogénica de adsorção termalizada com um dos lados do GGHS. Esta bomba é constituída por carvão vegetal activado, que possui uma grande superfície disponível para a adsorção das moléculas do gás (cerca de $3000 \text{ m}^2 \text{ g}^{-1}$). Quando a criobomba arrefece, a energia térmica ($k_B T$) das moléculas do gás diminui (agitação térmica) e ficam retidas pelas forças de Van der Waals (energia de adsorção) na superfície do carvão.

Para além da reduzida dimensão da criobomba, a grande superfície de adsorção e a baixa temperatura a qual funciona esta criobomba permitem atingir pressões inferiores a 10^{-5} mbar o que seria complicado com uma bomba mecânica de vácuo primário. Para o seu controlo é apenas necessário um aquecimento e um termómetro e ligação ao frio. O carvão activado que foi utilizado, comercializado por PROLABO, tem uma equação de estado PQT conhecida para o N_2 [Duband comunicação privada], Q sendo a quantidade adsorvida expressa em cm^3 PTN de N_2 por gramas de carvão, T a temperatura do carvão e P a pressão do gás. No caso do interruptor térmico de hiato gasoso descrito anteriormente[1] foram utilizados apenas 30 mg de carvão para adsorver $\sim 1 \text{ cm}^3$ de gás a uma pressão de 50 mbar, garantindo uma pressão suficientemente baixa para o estado OFF.

IV. Projecto do Interruptor

Neste capítulo são descritos todos os componentes do interruptor térmico projectado para operar entre 70K e 300K com o azoto.

IV.1. Modelo térmico

Apesar do mesmo princípio de funcionamento que o interruptor existente no laboratório, descrito na secção II.6, é principal objectivo obter um dispositivo com uma condutância superior no estado ON e que, mecanicamente, se apresente mais robusto e compacto. Como a condução térmica através do gás é o grande factor que limita a condutância do dispositivo, uma das soluções passa por aumentar a área transversa ao fluxo térmico no gás. Outra solução seria a diminuição da largura do hiato, o que torna o problema mecanicamente mais complexo.

Para aumentar esta área, o interruptor é constituído por dois blocos (bloco frio e bloco quente) com palhetas planas separadas após montagem por um pequeno hiato de 100 μm , com o objectivo de multiplicar o número de faces paralelas disponíveis para a condução no gás (Figura IV.1). Como é pretendida uma boa condução nos blocos, o cobre foi o material escolhido. É utilizado um invólucro de inox que, para além do suporte e alinhamento dos dois blocos, é responsável pela estanquidade do dispositivo. A rigidez deste invólucro é determinante na robustez do interruptor, por isso mesmo foi escolhido o inox devido às suas propriedades mecânicas e pela sua reduzida condutividade térmica (Anexo 1).

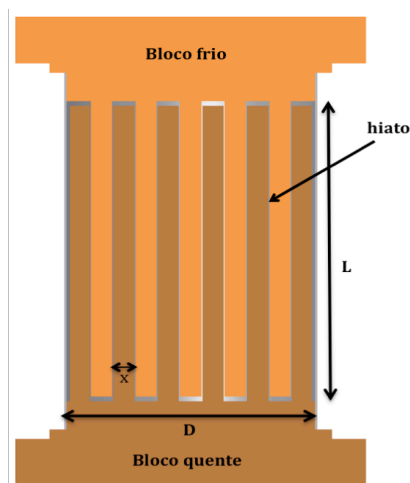


Figura IV.1 – imagem de uma secção transversal do dispositivo

Do ponto de vista da condutância do dispositivo é vantajoso aumentar o número de hiatos, ou seja diminuir a espessura das palhetas (para manter constante o diâmetro D). Por outro lado diminuir a espessura das palhetas pode tornar as palhetas no factor que limita a condução do dispositivo.

Dadas as dimensões do dedo frio do criorefrigerador em que se vai testar o dispositivo, o diâmetro D está limitado a ~ 22 mm. Tendo em conta este diâmetro é necessário determinar o número de palhetas, variando a espessura de cada palheta, que maximiza a condutância do dispositivo.

Na secção III.2 foi descrito o modelo utilizado para a condução entre duas palhetas e uma fatia de gás. Por simetria, cada palheta (interna) contribui com duas metades da espessura para a condução em dois hiatos. Como o interruptor é constituído por n pares de palhetas (Figura IV.2) então a condutância total vem por:

$$\frac{1}{K_T} = \frac{1}{n} \left(\frac{1}{K_{palh}} + \frac{1}{K_{gás}} \right) \quad \text{IV.1}$$

onde K_{palh} corresponde à condutância de apenas meia espessura de uma palheta. Então a diferença de temperatura entre os dois blocos do interruptor é aproximadamente:

$$T_H - T_C = \frac{1}{n} \left(\frac{\dot{Q}}{k_{cu} s} \frac{L}{2} + \frac{\dot{Q}}{k_{gas} s_{gas}} \delta \right) \quad \text{IV.2}$$

onde s é a metade da área da secção da placa (Figura III.3) e $s_{gás}$ a área disponível para a condução no gás.

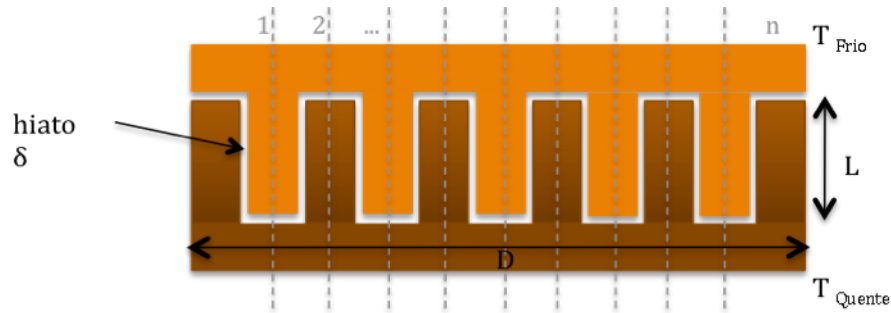


Figura IV.2 - modelo de condução utilizado.

Com este modelo simples e analítico é possível determinar rapidamente a condutância do dispositivo para várias espessuras de palhetas mantendo o comprimento do hiato de $100 \mu\text{m}$. Recorrendo a dois blocos de faces quadradas de lado 20 mm e altura 40 mm fez-se variar a espessura das palhetas (mantendo o “comprimento” total constante), e consequentemente o número de palhetas, de modo a determinar a influência da espessura de palhetas na condutância do interruptor, utilizando sempre um hiato de $100 \mu\text{m}$ para uma temperatura de base de 70K . Os valores das condutividades do cobre e do gás utilizados são as disponíveis no NIST (*National Institute of Standards and Technology*)[20].

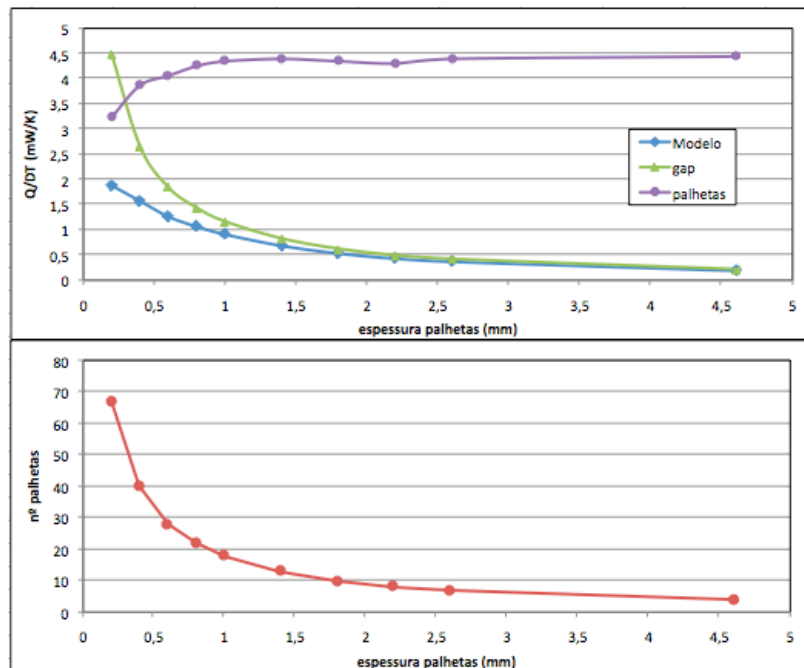


Figura IV.3 - Condutância do dispositivo em função da espessura das palhetas (modelo) e respectiva quantidade de palhetas. A verde e a roxo estão representadas as contribuições dos hiatos e das palhetas, respectivamente, para a condutância do dispositivo. A vermelho está representado o número de palhetas em função da espessura das palhetas

A condutância deste sistema em função da espessura das palhetas está representada na Figura IV.3. Vê-se que apesar da condutância das palhetas de cobre diminuir com a espessura, a condutância total do dispositivo aumenta com a diminuição da espessura das palhetas (aumento do número de palhetas). Pelo resultado anterior, seria mais vantajoso construir um interruptor com tantas palhetas quanto possível. Por outro lado como o objectivo é obter um dispositivo que possa ser fabricado sem problemas mecânicos muito agudos, determinou-se ≈ 2 mm como um bom compromisso para a espessura das palhetas de cobre.

IV.2. Construção mecânica

O interruptor térmico constituído por dois blocos cilíndricos foi projectado para se fixar numa flange com 38.1 mm de diâmetro (dimensão imposta pelo diâmetro do dedo frio do criorefrigerador). Nos dois blocos, as palhetas são talhadas a partir um cilindro de diâmetro de 21.4 mm, possibilitando a construção de 11 palhetas com 1,88 mm de espessura separadas por um hiato de $100\ \mu\text{m}$. A concentricidade, a estanquidade e a rigidez destes dois blocos são asseguradas por um invólucro cilíndrico de inox com 22 mm de diâmetro interno e 22.2 mm de diâmetro externo ($100\ \mu\text{m}$ de espessura) e 38 mm de altura. Para a gestão da quantidade de gás no interior do dispositivo projectou-se uma criobomba (secção IV.5) acoplada ao bloco frio do dispositivo através de um capilar de inox.

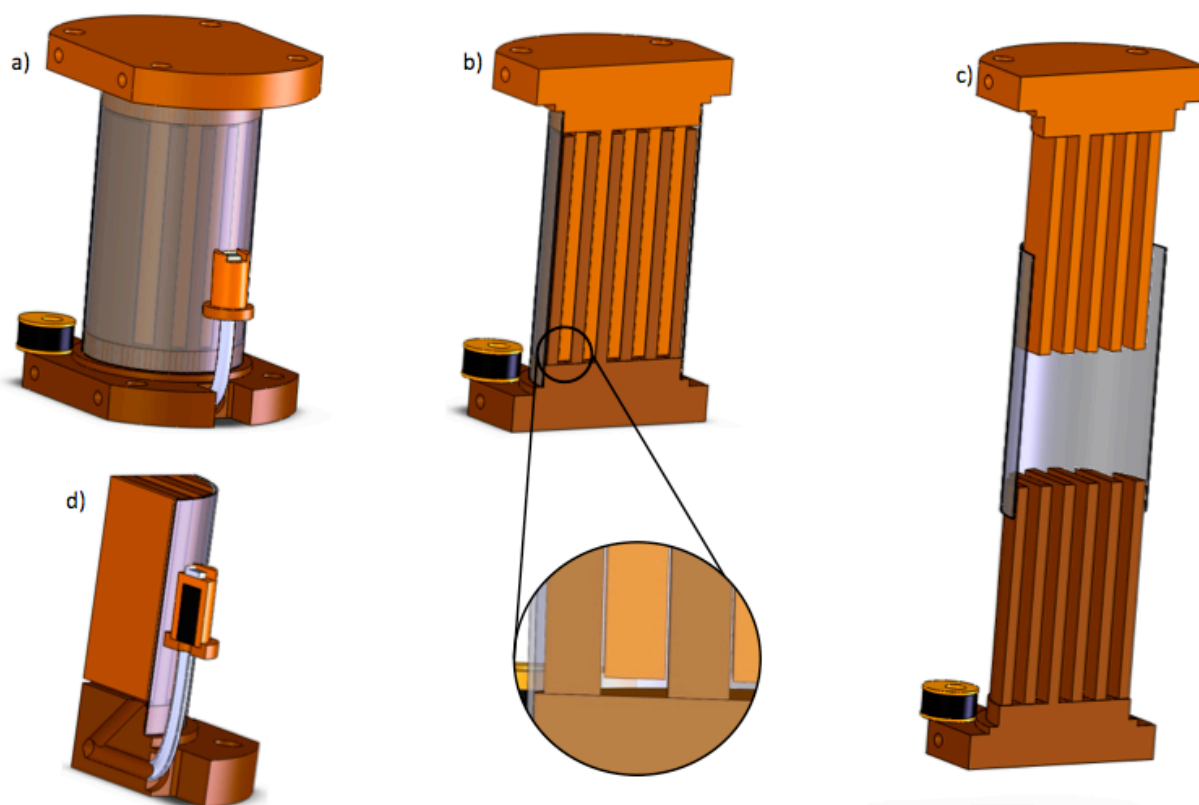


Figura IV.4 - Imagem do interruptor térmico. O invólucro de inox é apresentado com alguma transparência para mais fácil visualização das palhetas.

Para estabelecer as ligações entre o interruptor e a criobomba foi necessário criar duas passagens através da base de um dos blocos (Figura IV.4 d). A ligação entre o interruptor e o capilar de enchimento do gás é feita por uma furação no mesmo bloco simétrica à presente na (Figura IV.4 d)).

A condutância no estado OFF é dependente das dimensões do invólucro de inox, diminuindo com a espessura deste e com o aumento do comprimento. Foi escolhida a espessura de 100 μm e um comprimento de 38 mm para não comprometer a viabilidade mecânica.

Para garantir a concentricidade dos dois blocos, o invólucro de inox encaixa contra um pequeno degrau com 3 mm nas 2 bases do dispositivo visível na Figura IV.4 a). (cf. Desenhos em apêndice). Uma vez que a soldadura é feita com adição de uma liga, este degrau vem ainda facilitar a deposição da solda.

Dadas as reduzidas dimensões do hiato, um eventual desalinhamento das palhetas (Figura IV.4 b) poderá resultar num contacto físico entre palhetas e provocar um curto-circuito térmico. Para assegurar o alinhamento durante a montagem e a soldadura foram utilizadas duas peças em formato de “I” e 4 varetas com um comprimento superior ao do interruptor (Figura IV.5). O encaixe destas 4 varetas foi maquinado segundo um ajustamento H7-g6 (ajustamento deslizante). Estas varetas têm como principal objectivo fixar a orientação relativa dos dois blocos para impedir qualquer contacto entre palhetas. Os “I”s são presos aos blocos por pequenos pinos para garantir a posição relativa correcta de todas as peças uma vez montadas e durante o processo de soldadura.

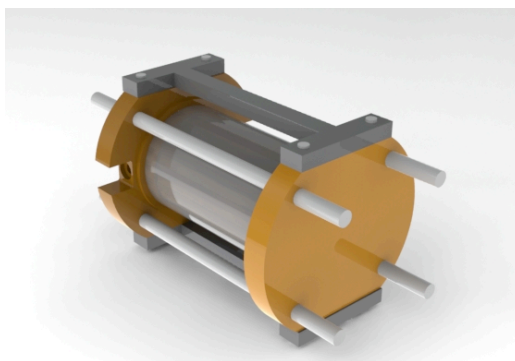


Figura IV.5 - Varetas e "I"s utilizados na montagem e soldadura do interruptor para garantir o alinhamento das palhetas.

As dimensões detalhadas dos principais componentes encontram-se em apêndice.

IV.3. Cálculo das condutâncias – abordagem analítica

Para o estado ON, o cálculo da condutância do GGHS envolveu 2 fases: a determinação da condutância do gás e das palhetas de cobre.

Foi desenvolvida uma folha Excel que utiliza o modelo descrito na secção III.2 em que numa primeira fase é fixada a temperatura do bloco frio e calculada a potência necessária para obter uma determinada diferença de temperatura no gás. Considerou-se a temperatura média entre os dois blocos para determinar o valor da condutividade do gás[20].

$$\dot{Q} = k_{gás} \frac{S_{gás}}{\delta} \Delta T \quad \text{IV.3}$$

onde $S_{gás}$ é a área de secção das palhetas disponível para a condução no gás ($S_{gás} = 55\text{cm}^2$) e $\delta = 100 \mu\text{m}$.

A segunda fase do cálculo envolve um raciocínio contrário. A potência necessária para obter um determinado ΔT no gás calculada pela equação IV.3 são agora aplicadas nas 11 palhetas de cobre, determinando assim a diferença de temperatura $\Delta T_{\text{Cu,frio}}$ e $\Delta T_{\text{Cu,quente}}$ causada pela passagem dessa potência no cobre. A diferença de temperatura total, tendo em conta a potência \dot{Q} aplicada, vem pela soma dos ΔT do cobre e do gás:

$$\Delta T = \Delta T_{gás} + \Delta T_{cu} \quad \text{IV.4}$$

Os resultados obtidos \dot{Q} vs ΔT para uma temperatura do bloco frio (T_C) de 70 K são apresentados na Figura IV.6.

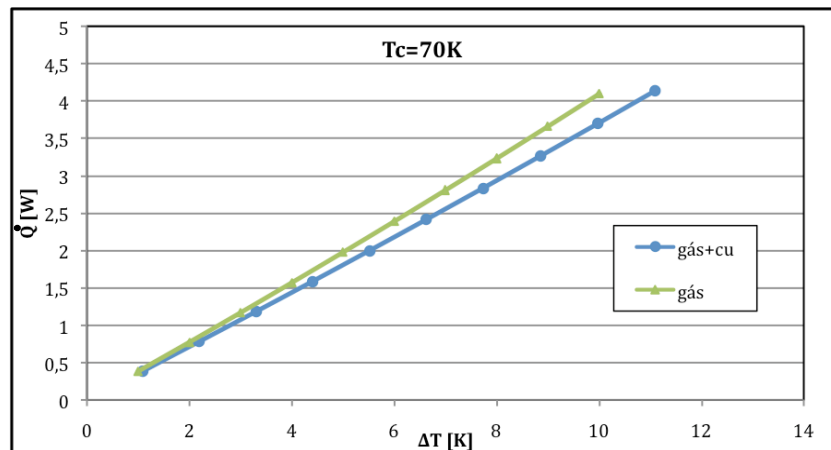


Figura IV.6 - Potência necessária fornecer ao bloco quente para obter um determinado ΔT . A verde é representado um caso ideal onde o cobre não limitaria a condução do dispositivo. A azul é tido em conta a contribuição do cobre com o modelo descrito.

Na Figura IV.6, a verde é apresentado um caso ideal em que não teríamos qualquer ΔT no cobre. Uma condutância do dispositivo de 368 mW/K com o bloco frio a 70K é determinada através do declive da recta azul. Repetindo o mesmo processo para várias temperaturas do bloco frio, é possível a caracterização da condutância do dispositivo no estado ON em função da temperatura do bloco frio (Figura IV.7).

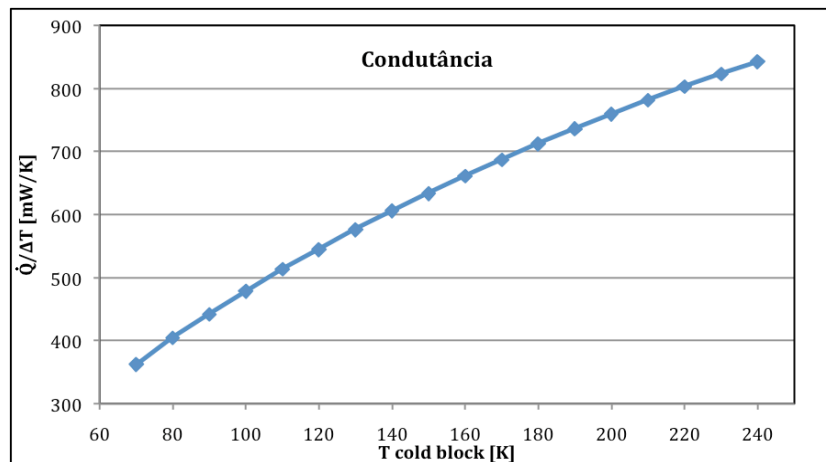


Figura IV.7 - Condutância do dispositivo no estado ON em função da temperatura do bloco frio. A contribuição do cobre para a condutividade do dispositivo é tida em conta neste cálculo.

Para 70K a condutância do dispositivo é 368 mW/K. O interruptor já existente no laboratório, apresentado na II.6, apresenta uma condutância de aproximadamente 90 mW/K nas mesmas condições, ou seja, espera-se deste novo dispositivo um aumento na condução do estado ON de cerca de um factor de 4.

Para calcular a condutância no estado OFF, considerou-se que a pressão era reduzida de tal forma que a totalidade do fluxo de calor seja assegurado pelo invólucro de inox. O invólucro é um tubo de diâmetro interno $\phi_{\text{int}}=22\text{mm}$, diâmetro externo $\phi_{\text{ext}}=22,2\text{mm}$ e 38mm de altura. A condutância para o invólucro de inox é então dado através de:

$$\dot{Q} = \frac{\pi(\phi_{ext}^2 - \phi_{int}^2)}{4L} \int_{T_c}^{T_h} k_{inox}(T) dT \quad \text{IV.5}$$

Os resultados da condutância do dispositivo no estado OFF, com a temperatura do bloco frio a 70K, são mostrados na Figura IV.8.

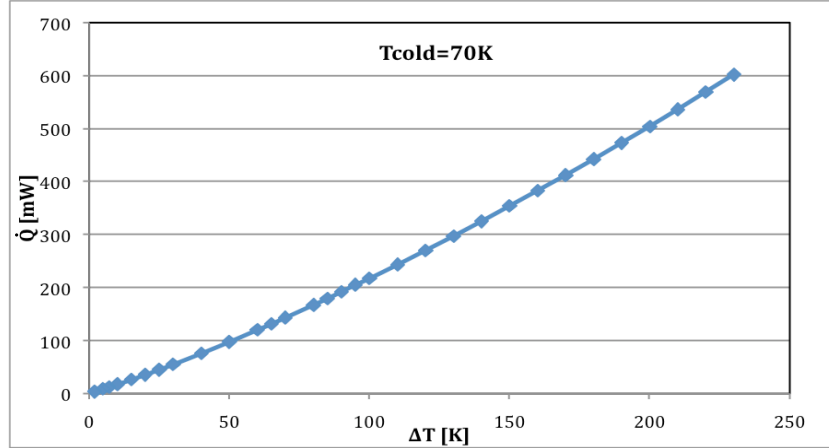


Figura IV.8 - Diferença de temperatura entre os dois blocos do interruptor em função da potência aplicada no bloco quente

Para um $\Delta T < 40K$ observa-se que a evolução do ΔT com a potência aplicada é aproximadamente linear. Do inverso do declive desta zona obtemos o valor 1,84 mW/K para a condutância do dispositivo no estado OFF. Um interruptor térmico é frequentemente caracterizado pela razão (condutância ON)/(condutância OFF). Esta razão seria à volta de 200 para este interruptor.

IV.4. Desempenho térmico – abordagem por elementos finitos

Para validar o modelo descrito em III.2 e para nos preparar a eventuais geometrias mais complicadas para futuros interruptores, o estudo térmico do dispositivo foi também feito utilizando o software de elementos finitos COSMOS® [disponibilizado pelo Departamento de Mecânica da FCT-UNL]. Uma grande vantagem deste software é que está integrado no Solidworks, programa utilizado para desenhar o interruptor. Assim, “testar” termicamente o interruptor pode ser feito sem precisar de conversão de ficheiros em formatos diferentes. A versão COSMOS® que foi utilizada é a versão “student” que não integra todas as ferramentas do COSMOS®. No entanto, veremos que, com a geometria utilizada, esta versão deu resultados de suficiente precisão. Sendo integrado no Solidworks, a sua utilização é bastante intuitiva. Este software analisa as transferências de calor tendo em conta a condução, convecção e radiação em regimes estacionários e transitórios. É possível integrar propriedades como a condutividade térmica, capacidade calorífica e dilatação térmica em função da temperatura. Os valores das condutividades térmicas do cobre, do azoto e do inox utilizados foram as mesmas que as utilizadas no modelo analítico. Como era a primeira vez que este software era utilizado no laboratório de criogenia, vários testes de validação foram feitos para verificar a sua adequação ao nosso problema

IV.4.1. Validação

Neste tipo de software utilizando o método dos elementos finitos, para além das condições de fronteira, é importante a escolha da densidade da malha. Uma vez que o dispositivo é composto por palhetas

de cobre com 2 mm de espessura e o hiato de 100 μm é necessário diferenciar a densidade da malha. O principal problema que encontramos na utilização deste software foi a dificuldade de escolha das malhas para o invólucro de inox (100 μm) e o hiato gasoso. Uma vez que estes dois componentes possuem uma razão entre o comprimento e a espessura muito elevada (40 mm/100 μm), o software interpreta como uma “shell”. Definindo apenas uma malha para a espessura. Devido a esta limitação, várias geometrias foram testadas de forma a verificar que esta limitação não era grave no caso do nosso dispositivo. Geometrias simples com resistências térmicas em série que incluíam um hiato de 100 μm , solúveis analiticamente, foram testadas e os resultados do COSMOS[®] foram em perfeito acordo com os resultados analíticos. A seguir, por exemplo, foi utilizado o COSMOS[®] para um modelo de placas paralelas de espessura 1 mm separadas por um hiato gasoso de 100 μm , semelhante à geometria descrita na secção III.2. Os resultados foram comparados com o modelo explicado em IV.3.

Como as 2 placas de cobre têm 1 mm de espessura considerou-se apenas uma malha ao longo da mesma (Figura IV.9). Para o hiato considerou-se também apenas uma malha de 100 μm ao longo da espessura de forma a viabilizar a utilização de apenas uma malha no hiato. Fixando a temperatura de uma das extremidades de uma placa, fez-se percorrer uma potência ao longo das duas placas com o objectivo de encontrar a diferença de temperatura entre as duas extremidades opostas das placas (Figura IV.9). Com recurso ao software “switchware”[21] baseado no modelo analítico atrás descrito é possível calcular a potência necessária para obter determinado ΔT neste tipo de geometria. Este cálculo prevê uma potência de 275 mW para um ΔT de 3K a 90 K.

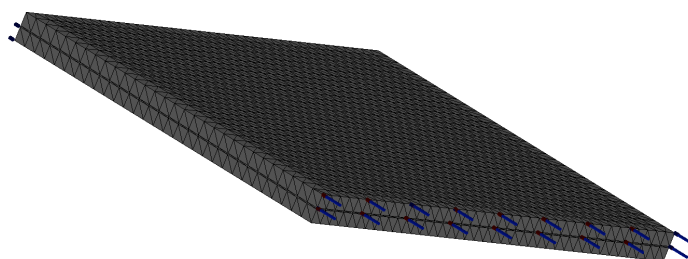


Figura IV.9 – Representação da malha escolhida para o modelo de placas paralelas com 29x38x1 mm separadas por um hiato gasoso (N_2) com 100 μm de espessura.

Com o COSMOS[®], sendo 90K a temperatura fixada numa das extremidades de uma das placas, fazendo percorrer pelas placas 275 mW obteve-se 93,0K na extremidade oposta da outra placa, tal como seria de esperar (Figura IV.10).

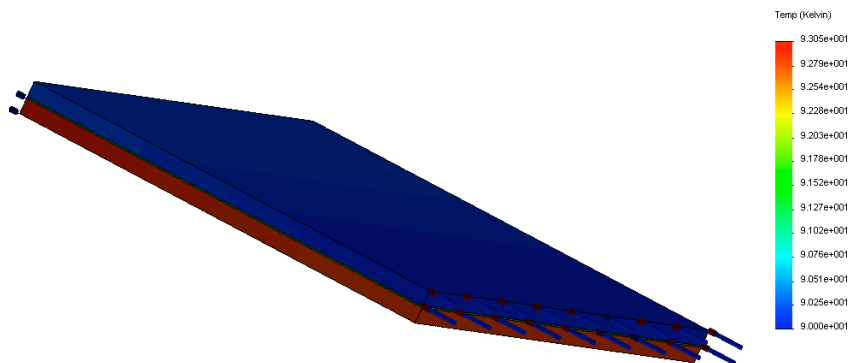


Figura IV.10 – Perfil térmico obtido no COSMOS com este modelo de placas paralelas.

É então viável a utilização de apenas uma malha no hiato na determinação da condutância desde que a variação da condutividade do gás na gama de temperaturas utilizadas seja linear (Anexo 2). Isto porque no

cálculo do fluxo que atravessa o gás é tido em conta apenas 2 pontos a temperaturas diferentes então o valor de condutividade considerado será uma média da condutividade a essas duas mesmas temperaturas. Então num caso de um ΔT muito grande e se a condutividade nessa gama de temperaturas não fosse linear, estaríamos a induzir um erro no valor da condutividade.

Na secção III.2 foi considerado um ΔT constante ao longo das placas justificado pela condutância térmica das placas muito superior à condutância no hiato. Com vista à validação desta suposição ($\Delta T \approx \text{constante}$), foi simulado o problema de condução em placas paralelas com recurso ao COSMOS[®]. As duas placas com 1 mm de espessura, 10 mm de comprimento, 5 mm de largura são separadas por um hiato gasoso de 100 μm (N_2). Foi aplicada uma potência tal como no problema da Figura IV.10 mas com o valor de 36 mW. Sendo obtido as seguintes temperaturas ao longo das duas placas (Figura IV.11).

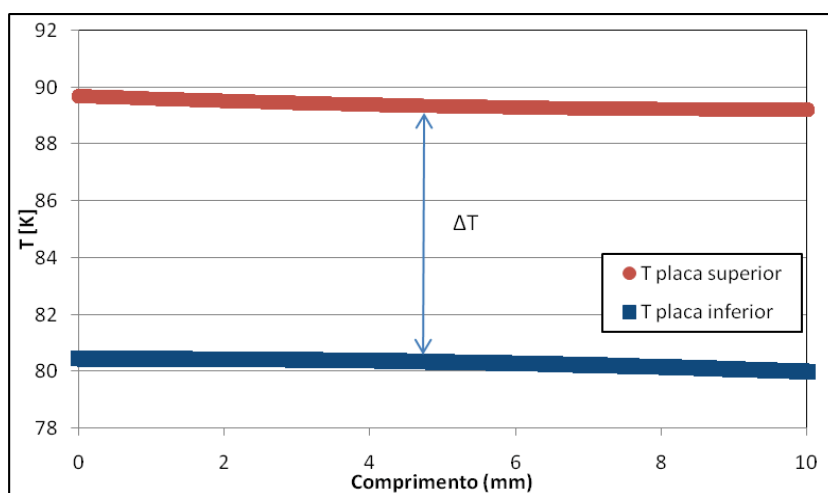


Figura IV.11 – Temperaturas ao longo do comprimento (10mm) das duas placas. ΔT praticamente constante ao longo do comprimento das placas.

O resultado apresentado na Figura IV.11 mostra que a variação relativa do ΔT ao longo das placas é inferior a ~2%. Valida assim a hipótese $\Delta T = \text{constante}$ ao longo do comprimento das duas placas utilizada no modelo analítico.

Uma vez que o modelo de condução que descreve o funcionamento do dispositivo projectado pode ser utilizado no interruptor descrito na secção II.6, utilizou-se o COSMOS[®] para determinar a condutância e assim comparar com os dados experimentais do interruptor já existentes[18]. Definindo como condição de fronteira a temperatura do bloco frio ($T_c = 70\text{K}$), fez-se variar as potências aplicadas no bloco quente registando a suas respectivas temperaturas de equilíbrio e assim encontrar a condutância do dispositivo. Para simular o gás, foi desenhada uma contrapeça com as propriedades do azoto que assenta nos espaços livres entre blocos com resistência de contacto nula. No cobre utilizou-se uma malha de 1 mm, por outro lado no inox e no hiato gasoso utilizou-se 100 μm . No gás a dimensão mínima da malha é de 100 μm , mantendo uma única malha ao longo da espessura do gás (Figura IV.12).

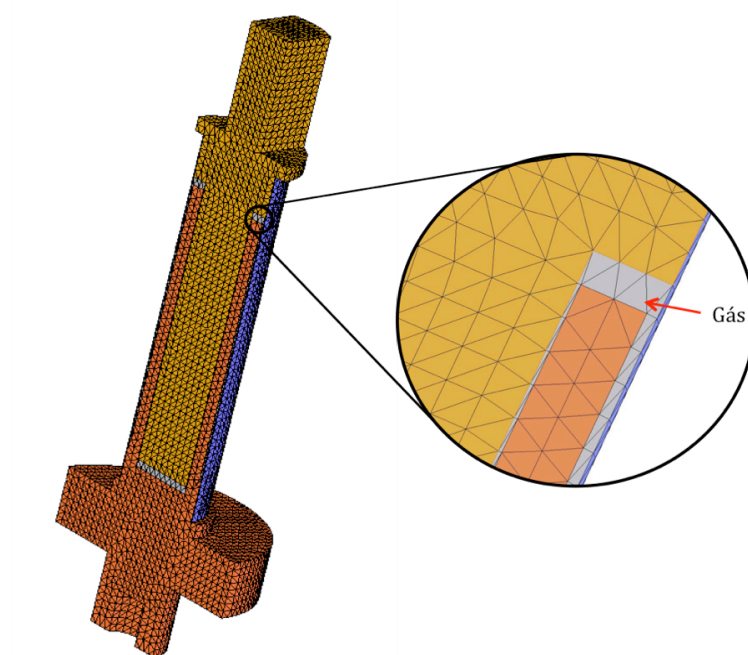


Figura IV.12 - Imagem da malha escolhida para a análise térmica do estado ON do interruptor.

O perfil térmico seguinte resulta da aplicação de uma potência de 750 mW no bloco quente com o bloco frio a 70K. Nestas condições o ΔT obtido é de 9.3K.

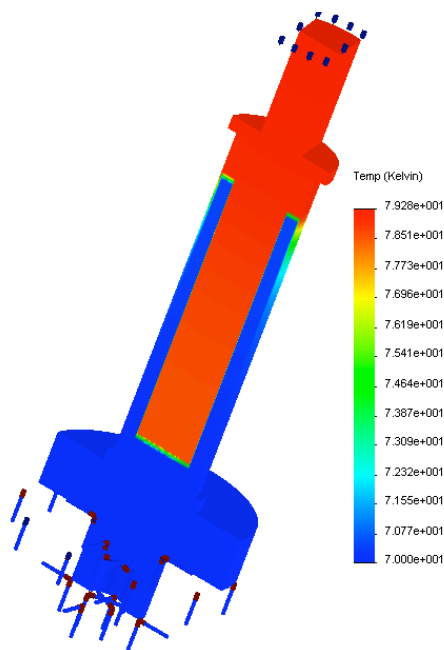


Figura IV.13 – Perfil térmico obtido na análise térmica do interruptor com $Q=750\text{mW}$.

Na Figura IV.14, estão representados os resultados obtidos com o COSMOS em comparação com os resultados experimentais e analíticos[18] para o interruptor térmico já existente.

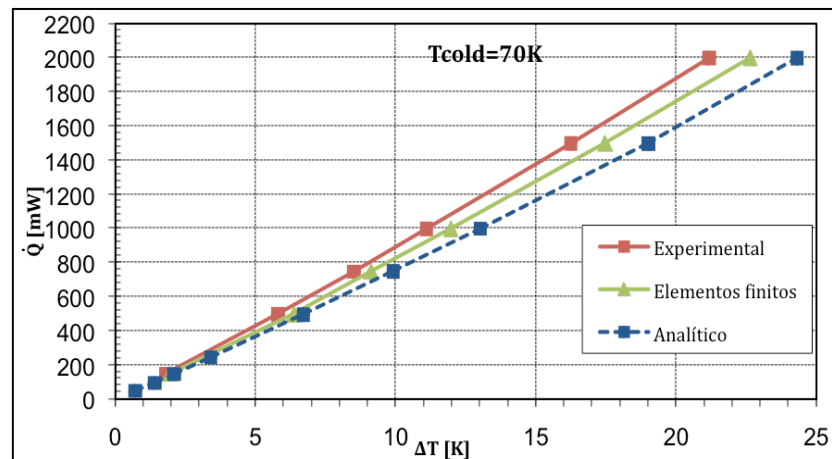


Figura IV.14 - Comparação entre os resultados experimentais, analíticos e simulados para o interruptor descrito na secção II.6.

A boa concordância com os resultados experimentais e analíticos[18] valida a utilização das dimensões e tipo de malha desta simulação para proceder ao estudo térmico deste tipo de dispositivo. Sendo possível comprovar novamente a utilização de apenas uma malha ao longo da menor espessura ($100\ \mu\text{m}$) do hiato, para estas gamas de temperatura.

IV.4.2. Estado ON do interruptor em projecto

Com todos os testes de validação do COSMOS® realizados foi possível proceder ao estudo térmico do interruptor projectado. Para o teste do estado ON do interruptor utilizou-se uma malha com 1 mm no cobre e $100\ \mu\text{m}$ no gás (N_2), nas zonas de menor espessura do hiato, tal como no exemplo anterior. Novamente foi desenhada uma contra peça com as propriedades do azoto para simular a condução no gás. Uma vez que se trata de um modelo simétrico analisou-se apenas metade do dispositivo, de modo a tirar alguma complexidade ao cálculo (Figura IV.15).

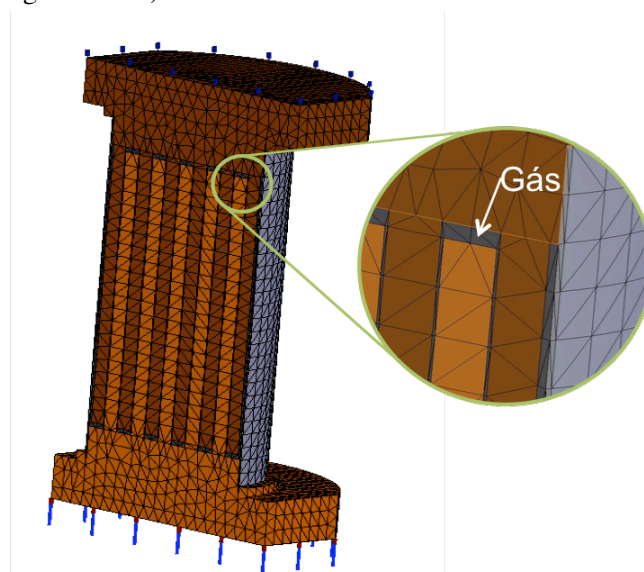


Figura IV.15 - Malha utilizada na análise térmica do estado ON.

Fixou-se a temperatura do bloco frio a 70K aplicando sucessivas potências no bloco quente de modo a obter a diferença de temperatura entre estes dois blocos. No exemplo seguinte (Figura IV.16) aplicou-se uma potência de 1W (em metade do dispositivo) no bloco quente com a temperatura do bloco frio a 70 K.

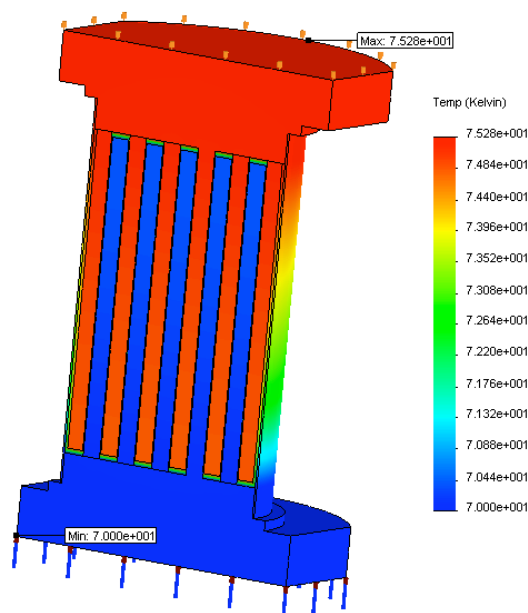


Figura IV.16 – Perfil de temperaturas do dispositivo obtido na análise térmica do estado ON, com $Q=1\text{ W}$ (apenas foi analisada metade do dispositivo, correspondendo a 2 W no total).

Repetindo este processo para várias potências no bloco quente é possível traçar a diferença de temperatura entre os blocos em função da potência aplicada (Figura IV.17). Através do declive da curva \dot{Q} vs ΔT obtido com as potências e respectivas diferenças de temperaturas entre os blocos é possível calcular a condutância do nosso dispositivo para $T_c = 70\text{ K}$ (temperatura do bloco frio). Um valor de 385 mW/K foi obtido em muito bom acordo com o valor obtido pelo modelo analítico (368 mW/K).

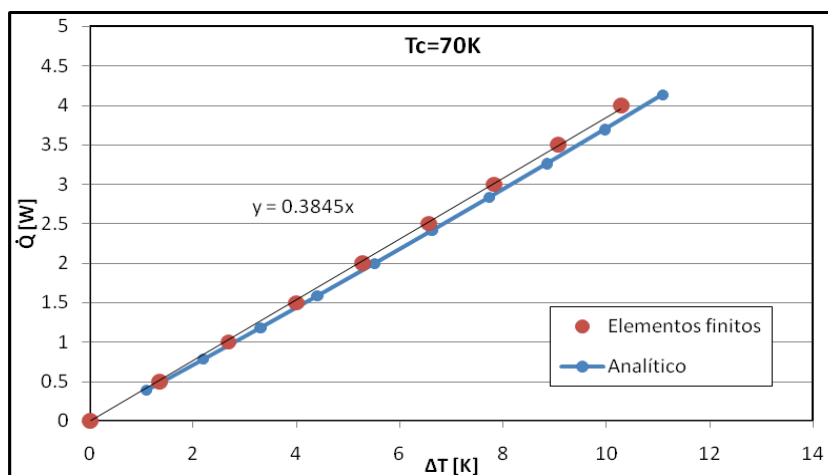


Figura IV.17 - Potência necessária a aplicar no bloco quente do dispositivo para obter determinada diferença de temperatura. Obtém-se uma condutância de 385 mW/K para uma temperatura do bloco frio de 70K.

IV.4.1. Estado OFF do interruptor em projecto

Para a simulação do estado OFF no interruptor projectado utilizou-se uma malha equivalente à do estudo do estado ON com uma malha de 1 mm no cobre e 100 μm na espessura do inox. Mas como, na

prática, neste estado não existe gás entre palhetas retirou-se a contrapeça correspondente ao gás. Dada a simetria do dispositivo analisou-se novamente metade do interruptor (Figura IV.18).

Analiticamente é calculada a condutância integrada ao longo da geometria do cilindro de inox, tal como é apresentado na secção IV.3.

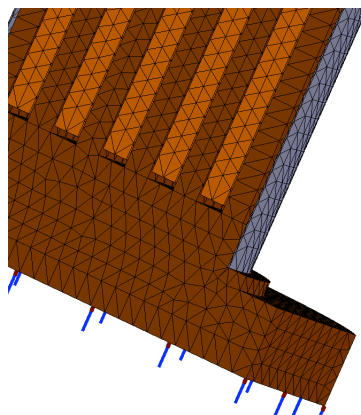


Figura IV.18 - Imagem da malha utilizada para o teste do estado OFF. Ficando um espaço livre entre palhetas.

Com a temperatura do bloco frio a 70K aplicou-se 28 mW (56 mW no total) no bloco quente. Não existindo gás entre palhetas, a única forma de transmissão de calor entre os dois blocos é através da condução no inox. O que confere uma homogeneidade da temperatura em cada bloco de palhetas. Foi obtido o seguinte perfil de temperaturas (Figura IV.19)

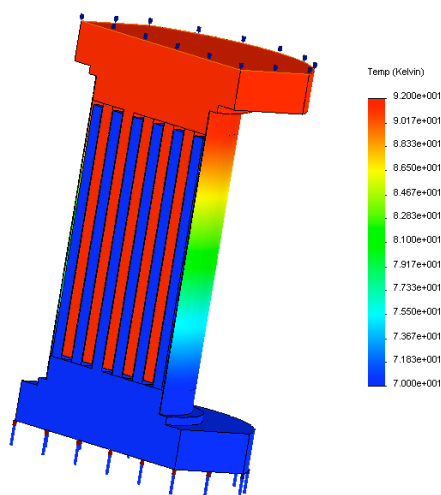


Figura IV.19 - Perfil de temperaturas do dispositivo a 70K.

Repetindo este processo para diferentes potências aplicadas no bloco frio é possível traçar a dependência da diferença de temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada (Figura IV.20).

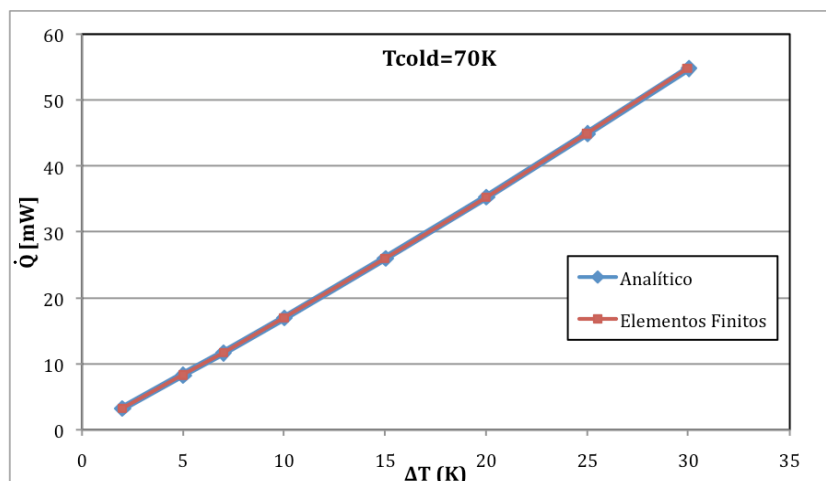


Figura IV.20 - Cálculo analítico e simulação no COSMOS® da diferença de temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada para o estado OFF.

Uma vez que apenas é considerado no COSMOS® a transferência de calor por condução pelo inox os resultados sobrepõem-se naturalmente aos analíticos.

É ainda interessante observar a variação linear da temperatura ao longo do comprimento do inox na Figura IV.21. Nas duas extremidades do inox existe um pequeno patamar de temperatura, correspondendo ao comprimento do inox que está fixado contra os blocos de cobre.

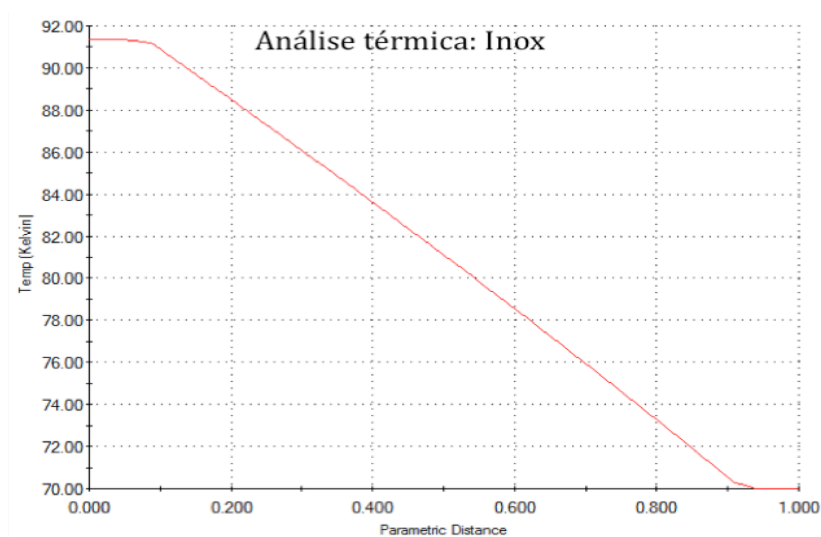


Figura IV.21 - Variação da temperatura ao longo do comprimento do inox.

IV.5. Criobomba

A criobomba é responsável pela gestão do gás no interior do dispositivo. Esta é constituída pelo carvão activado (Figura IV.24), um invólucro em cobre, um capilar de inox de comunicação com o bloco frio do interruptor e uma resistência de platina para aquecimento e medição da temperatura.

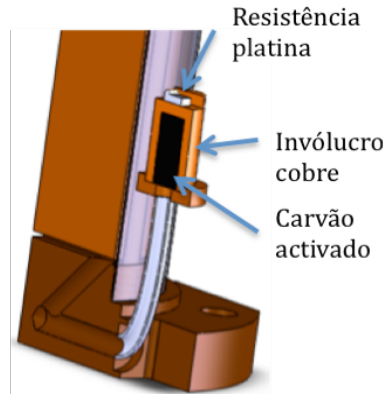


Figura IV.22 - Esquema da criobomba projectada.

No estado OFF do interruptor é necessário que a pressão seja suficientemente baixa para garantir, dado um ΔT entre os dois blocos, que a potência que atravessa o gás seja desprezável face à potência que atravessa o invólucro de inox. Sabendo que a potência no gás no regime molecular é dada pela equação III.23 da secção III.1.3:

$$\dot{Q}_{gas.molec.} = A\alpha \left(\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right) \left(\frac{R}{8\pi MT} \right)^{\frac{1}{2}} P(T_h - T_c)$$

Determinada a condutância ($\dot{Q}/\Delta T$) do invólucro de inox, foi calculado que a pressão máxima do gás de modo a que ($\dot{Q}_{gas.molecular} < (\dot{Q}_{inox}/100)$) é de $\approx 3 \times 10^{-5}$ mbar.

Por outro lado, no estado ON, para que a condutância do gás seja máxima é necessário garantir uma pressão suficiente para atingir o regime viscoso ($\lambda < \delta$). Como já foi deduzido (equação III.22 da secção III.1.2) o livre percurso médio é dado por:

$$\lambda = 6,1 \frac{\eta(T)}{P} \sqrt{\frac{T}{M}}$$

onde $\eta(T)$ é a viscosidade do gás, dependente da temperatura[20] . Assumindo $\lambda = \delta/100$ como o livre percurso médio máximo para garantir o regime viscoso, é possível traçar a pressão mínima em função da temperatura média do interruptor (Figura IV.23).

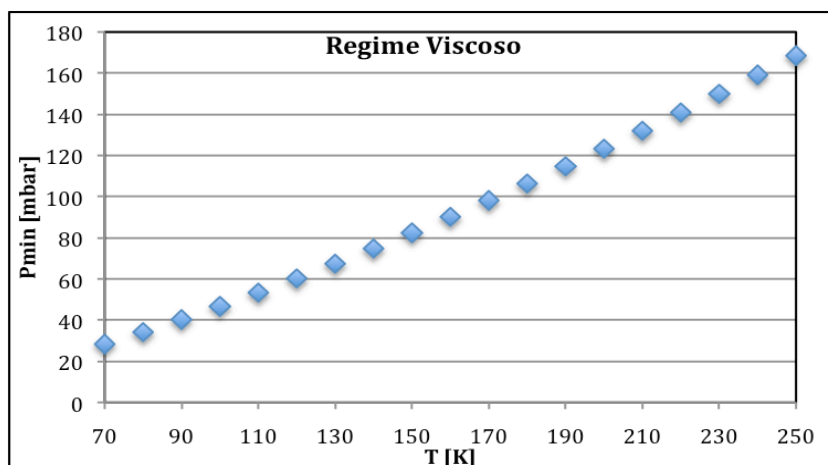


Figura IV.23 - Pressão mínima de N₂ à temperatura T para garantir o regime viscoso com uma gap de 100 μm.

Tendo em conta as pressões OFF e ON determinadas é necessário que a criobomba com um enchimento de 200 mbar a 300 K consiga adsorver uma quantidade de gás suficiente para que a 70K a pressão seja inferior a 3×10^{-5} mbar. Considerando o gás ideal, a quantidade adsorvida vem por:

$$n_{ads} = \left(\frac{P_{inicial}}{T_{amb}} - \frac{P_{maxOFF}}{T_{frio}} \right) \frac{V}{R} \quad \text{IV.6}$$

onde n_{ads} é a quantidade de gás adsorvida, $P_{inicial}$ a pressão de enchimento a temperatura ambiente, P_{maxOFF} a pressão máxima para garantir o estado OFF, V o volume total do interruptor e sistema de alimentação de gás, T a temperatura média do interruptor e R a constante dos gases ideais.

Dada a pressão inicial e a temperatura da criobomba, a quantidade adsorvida pelo carvão em gramas de N₂ por gramas de carvão pode ser obtida recorrendo à equação de estado QPT (secção III.3). Conhecida esta propriedade do carvão e a quantidade que necessitamos de adsorver, a quantidade de carvão mínima necessária para o nosso problema é de aproximadamente 6 mg ou um volume de $\approx 9 \text{ mm}^3$.

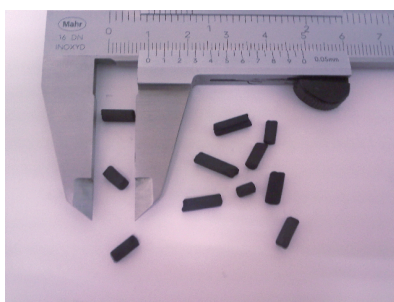


Figura IV.24 – Carvão vegetal. Um grão com 1 cm de comprimento tem em média 30 mg.

Importante para o projecto da criobomba são também as dimensões do capilar de ligação criobomba-bloco frio. Se queremos aquecer a criobomba a 200K com o bloco frio a 70K é necessário que a resistência térmica ($\Delta T/\dot{Q}$) do capilar seja elevada para que não seja necessário aplicar uma potência muito elevada (equação IV.5): isto favorece um capilar longo. Por outro lado, o tempo de termalização da criobomba de capacidade calorífica C ligada à fonte fria por uma resistência térmica R é dada por:

$$\tau \approx RC$$

Aumentar o comprimento do capilar sem cuidado pode conduzir a um tempo de arrefecimento da criobomba excessivo. Com o bloco frio do interruptor a 70K, para um capilar de diâmetros 1.5x2 mm e 15 mm de comprimento são apenas necessários 100 mW para aquecer a criobomba até 200K com um tempo de

estabilização de 20 s. Isto pareceu um bom compromisso. Esta potência pode ser fornecida por uma resistência de platina Pt 1000 Ω , servindo igualmente para a leitura da temperatura da criobomba. A utilização desta resistência de platina para estas duas funções, medição da temperatura e aquecimento da criobomba, diminui a complexidade da montagem experimental e sobretudo a quantidade de fios eléctricos a passar para o interior do criorefrigerador. Se a termalização da resistência com a criobomba for boa, esta técnica simples induz um auto-aquecimento do termómetro compatível com a precisão necessária para estas medidas[22]. Outra grande vantagem da utilização desta resistência é a sua reduzida massa e dimensão (2x3 mm²)

V. Montagem experimental

Nesta secção são descritas as fases de construção do dispositivo, a montagem do dispositivo no criorefrigerador bem como todo o equipamento utilizado nas medições. É também brevemente descrito o programa para controlo e aquisição de dados.

V.1. Construção do interruptor

As dimensões reduzidas dos hiatos ($100\ \mu\text{m}$), bem como a espessura do invólucro de inox ($100\ \mu\text{m}$) implicaram um grande rigor na construção do dispositivo. A execução mecânica (Figura V.1) foi realizada no Instituto de Mecânica de Precisão de Leiria (IMPL). Todas as tolerâncias exigidas foram cumpridas (Apêndice), caso contrário seria impossível garantir o espaçamento de $100\ \mu\text{m}$ ou até mesmo evitar o contacto físico entre elas.

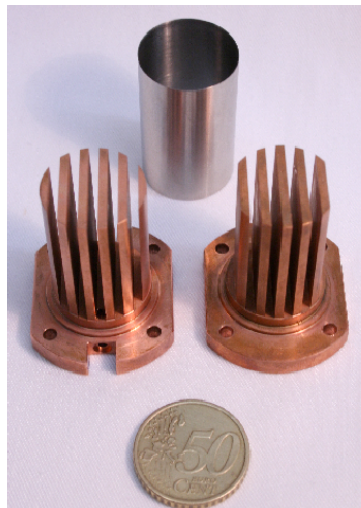


Figura V.1 - Imagem dos dois blocos e do invólucro de inox (dimensões exactas em apêndice)

Tal como projectado, de forma a garantir o alinhamento dos dois blocos foram utilizadas 4 varetas na montagem do interruptor. Uma vez os dois blocos e o invólucro de inox em posição, foram instalados os “I” para assegurar não só o paralelismo entre os blocos como também a distancia entre eles (Figura V.2). Antes da soldadura, as varetas foram removidas para facilitar a soldadura.

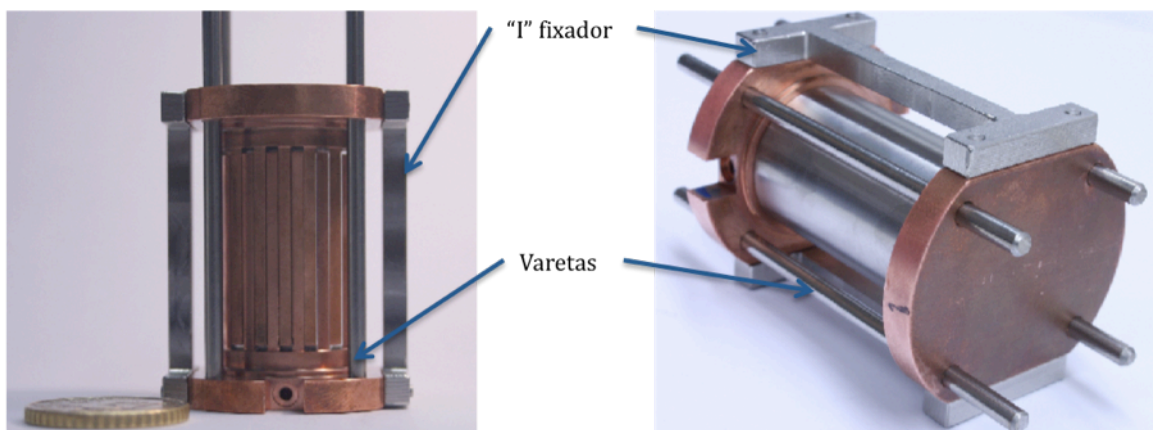


Figura V.2 - Imagem das peças auxiliares utilizadas para garantir o alinhamento dos dois blocos.

A soldadura do invólucro de inox aos dois blocos de cobre foi feita utilizando um material de adição (liga de estanho e prata, 96.5 % e 3.5%, respectivamente) cujo ponto de fusão é 221°C. Um decapante especial (“ALUTIN 51L” da “Castolin”) foi utilizado para permitir a “molhagem” desta solda ao inox. Para aquecer o dispositivo à temperatura de fusão, utilizou-se uma placa de aquecimento em alumínio construída para este efeito (desenhada pelo aluno Luís Ribeiro). Esta placa de aquecimento com uma potência de 600W (3 resistências de aquecimento de 200 W) é controlada por um controlador de temperatura ON/OFF onde a retroação é obtida por um termopar do tipo K. A soldadura foi feita em duas fases. Iniciou-se pela soldadura de um dos blocos, já com todo o dispositivo montado (Figura V.3). Terminada esta soldadura e arrefecido todo o dispositivo, rodou-se o interruptor colocando a outra face em contacto com a placa de aquecimento. Durante a soldadura deste segundo bloco foi verificado que a soldadura já realizada anteriormente não fundia.

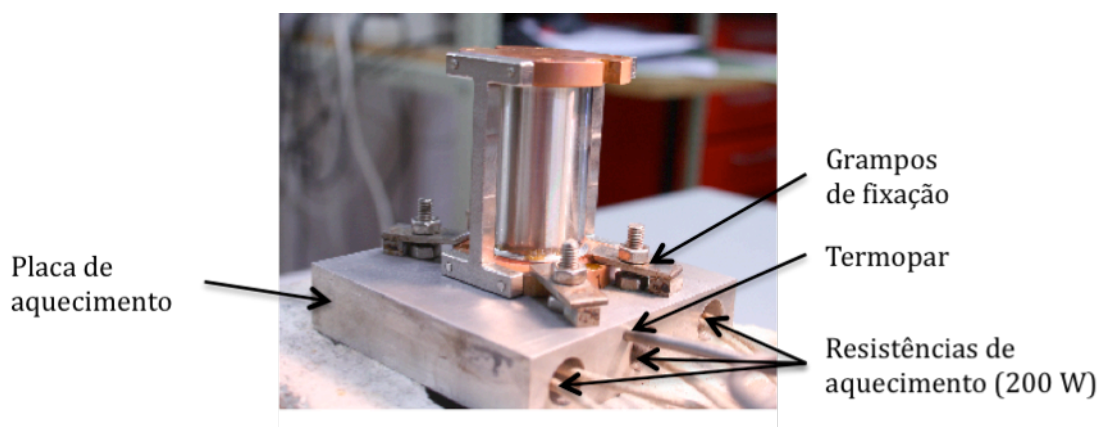


Figura V.3 - Placa de aquecimento utilizada na soldadura do dispositivo. São visíveis os 3 orifícios para as resistências de aquecimento na base de alumínio da placa. O pequeno orifício é para a colocação do termopar.

Os dois capilares para enchimento do interruptor e ligação à criobomba foram posteriormente soldados com outro tipo de liga (de estanho e chumbo 60% e 40%, respectivamente) cujo ponto de fusão é inferior ao da primeira soldadura (180°C), de forma a garantir que as soldadura invólucro-blocos já efectuadas não fundiam.

V.2. Montagem criogénica

Para testar o interruptor térmico foi utilizado um criorefrigerador da CTI-Cryogenics, modelo 22, de 2 estágios (Figura V.4). O seu funcionamento é baseado no ciclo termodinâmico Gifford-McMahon utilizando ciclos de compressão e expansão de hélio. O criorefrigerador possui um ecrã de alumínio termalizado no primeiro estágio para servir de escudo térmico para a radiação. O vácuo dentro do criorefrigerador é assegurado por uma bomba turbo molecular.

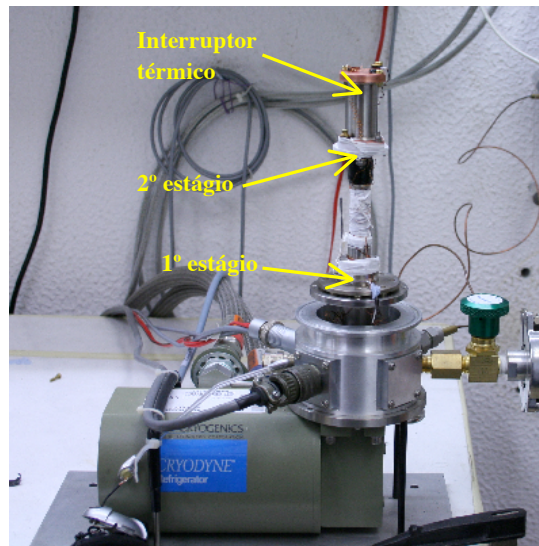


Figura V.4 - Criorrefrigerador Gifford-McMahon utilizado. O bloco frio do interruptor térmico encontra-se termalizado ao dedo frio do criorrefrigerador.

O bloco frio do interruptor foi fixado contra o dedo frio do criorrefrigerador, sendo utilizados 4 parafusos para a fixação.

Na medição da temperatura foram utilizados 3 termómetros (Figura V.5): um díodo (silicon Diode 1390) termalizado no bloco quente do interruptor e medido por um controlador *cryocon* 33, um outro díodo para o bloco frio e, para o dedo frio do criorrefrigerador, uma resistência tipo *cernox*. Estes dois últimos foram medidos por um controlador *Lakeshore* 332. Para o controle da temperatura do dedo frio utilizou-se uma resistência de aquecimento já inserida de fabrica no 2º estágio do criorrefrigerador, sendo o *cernox* o termómetro escolhido para a controlar. Para o aquecimento do bloco quente do dispositivo recorreu-se a duas resistências de 1200 Ω ligadas em paralelo, controladas por uma fonte de corrente *Keithley* 6220.

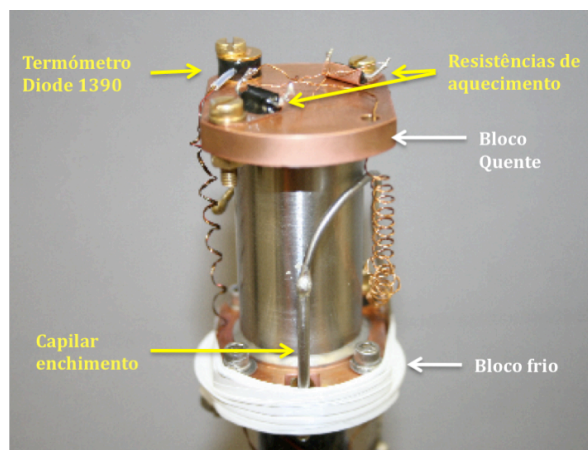


Figura V.5 - Imagem das resistências e termómetros utilizados nos testes do interruptor.

Como é possível ver no apêndice, existem 2 furos na base do interruptor para a ligação à criobomba e enchimento do interruptor. Para poder caracterizar este interruptor em função da pressão, a criobomba, apesar de projectada, não foi montada. Como tal, a gestão do gás no interior do dispositivo foi feita por um sistema de alimentação de gás já existente (Figura V.6)[23]. Este sistema é constituído por um volume com azoto, uma bomba de vácuo rotativa e um volume calibrado de 1000 cm³. A leitura da pressão é feita por 2 baratrões da MKS cujas gamas de pressão são [0.1-1000] mbar e [0.001-10] mbar. Para medir a pressão no reservatório de N₂ é utilizado um sensor piezoeléctrico *keller*.

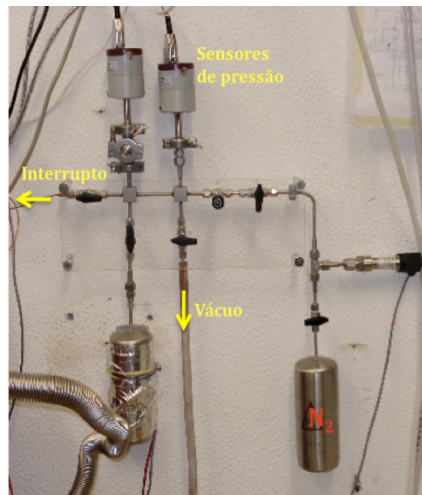


Figura V.6 - Sistema de alimentação de gás (N₂)

Um capilar de cobre com 1.5x2 mm de diâmetro estabelece a ligação entre o interruptor e o sistema de alimentação de gás. No interior do criorefrigerador o capilar de enchimento do interruptor é de inox devido à sua baixa condutividade térmica .

V.3. Controlo e aquisição

Para o controlo e aquisição de dados de toda a experiência foi adaptado um programa em *Labview*® já anteriormente desenvolvido para outra experiência (Figura V.9). Para além da medição das temperaturas em tempo real, o programa tem como principais funções o controlo da temperatura do bloco frio, o controlo da fonte de corrente responsável pelo aquecimento do bloco quente e o controlo do próprio criorefrigerador. As temperaturas medidas bem como todas as potências de aquecimento são registadas ao longo do tempo num ficheiro. O programa possui um ciclo automático que permite a incrementação da temperatura do bloco frio do criorefrigerador sob a condição de um critério de estabilidade das temperaturas dos dois blocos do interruptor (Figura V.7). Por se tratar de um ciclo automático nem sempre é possível prever a duração das experiências, como tal, no final deste ciclo, o criorefrigerador e a sua água de arrefecimento são desligados automaticamente para poupar recursos.

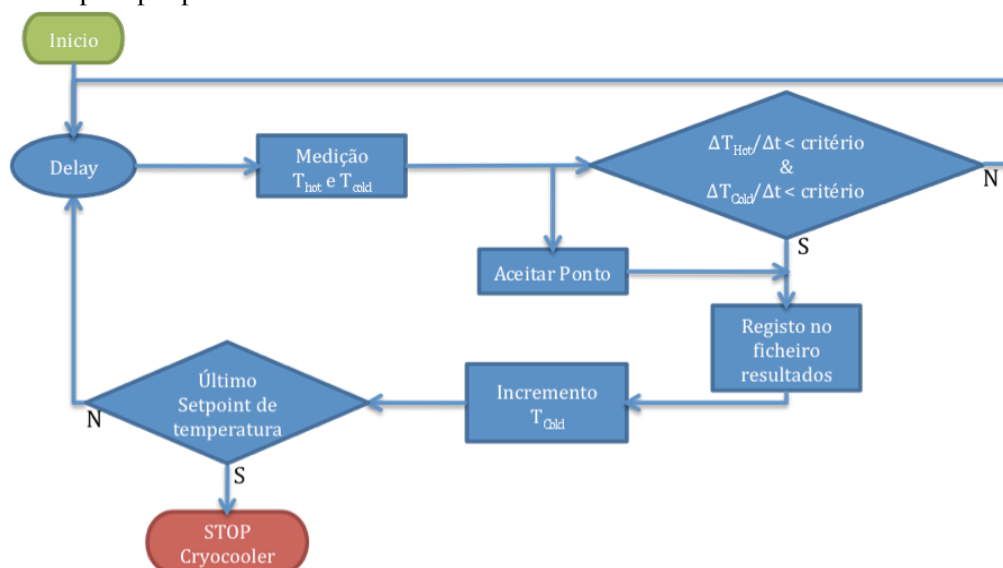


Figura V.7 - Ciclo automático utilizado no programa de controlo e aquisição de dados. T_{hot} e T_{cold} representam as temperaturas do bloco quente e frio do interruptor.

Em paralelo a este ciclo automático é sempre possível alterar a potência aplicada no bloco quente, bem como alterar as definições do controlador *Lakeshore*.

A longa duração de algumas experiências obrigam a que tudo funcione sem monitorização constante. De forma a assegurar o bom funcionamento das experiências e para proteger os aparelhos foram programados alguns alarmes sob a forma de chamada telefónica e SMS através do programa *Skype*[®]. Utilizando um UPS e estes alarmes é possível avisar o utilizador e activar alguns procedimentos de segurança em caso de falha energética. Para monitorizar e alterar parâmetros da experiência à distância é utilizado um programa de remoto controlo através da internet, o *Teamviewer*[®].

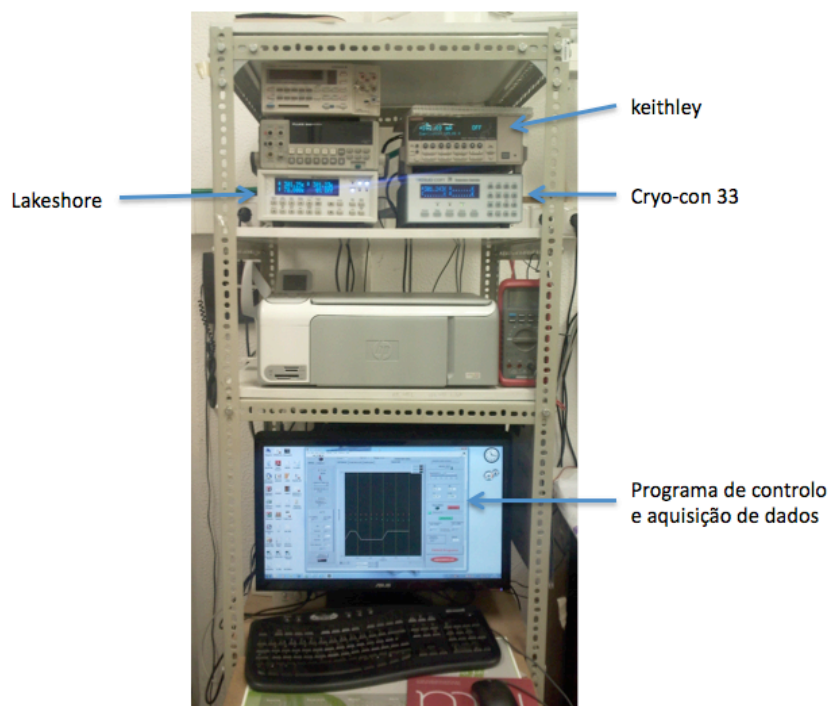


Figura V.8 - Rack existente no laboratório com os 2 controladores de temperatura utilizados, a fonte de corrente utilizada para aquecer o bloco quente e o computador com o programa de controlo e aquisição de dados.

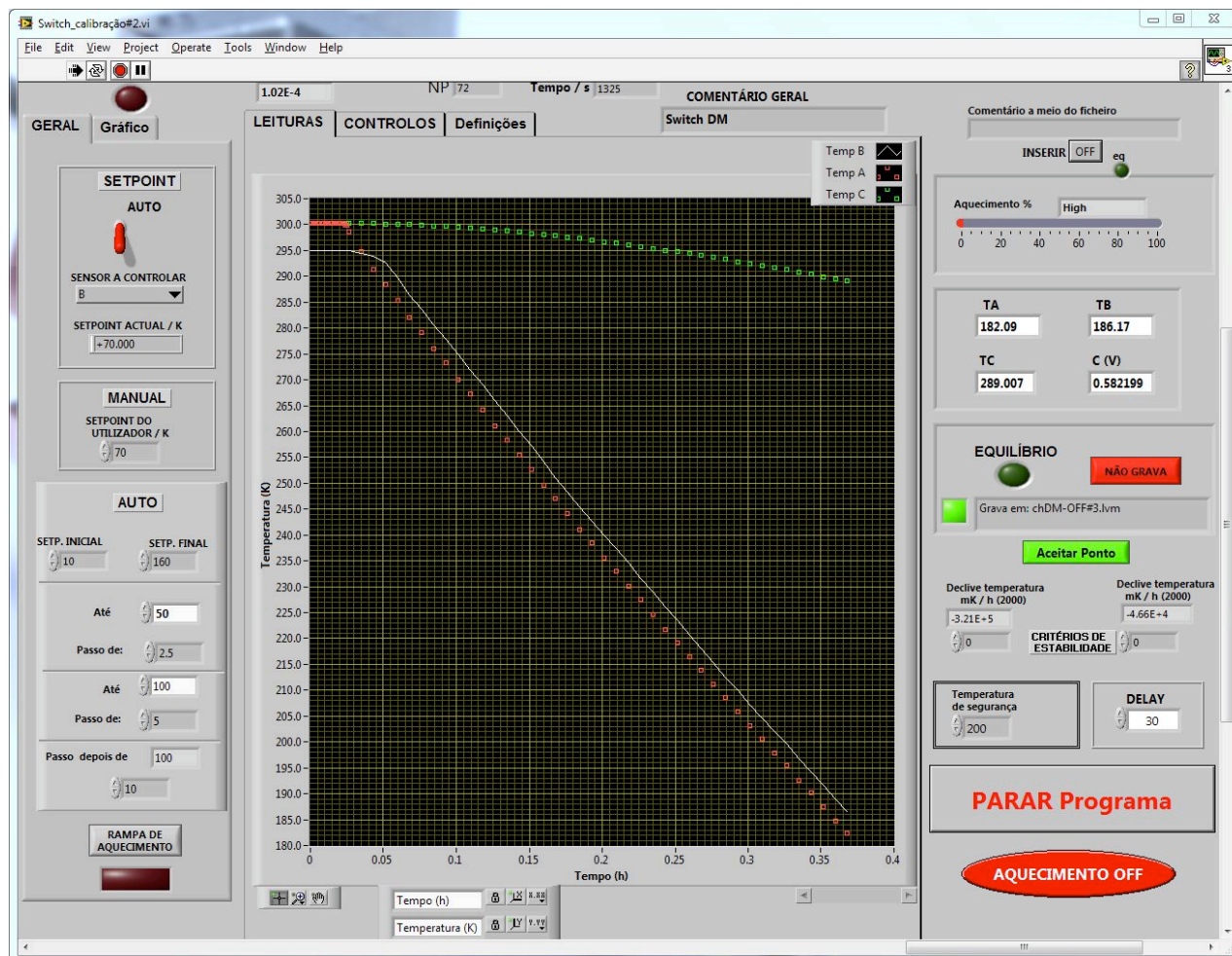


Figura V.9 - Painel principal do programa de controle e aquisição de dados desenvolvido. Neste registo observa-se um arrefecimento do switch no seu estado OFF, onde Temp A= temperatura do dedo frio do Criorrefrigerador (símbolos vermelhos), TempB=temperatura do bloco frio do interruptor (linha branca) e Temp C = temperatura do bloco quente do interruptor (símbolos verdes).

VI. Resultados experimentais e análise

VI.1. Estado ON

Para a caracterização térmica do dispositivo a uma temperatura de 70K, fixou-se a temperatura do bloco frio a 70K e incrementou-se a potência aplicada no bloco quente esperando sempre pelo equilíbrio da temperatura do bloco quente (Figura VI.1). Como foi referido na secção IV.5, a pressão mínima para garantir teoricamente o regime viscoso, e portanto o estado ON, tendo em conta a nossa geometria seriam ≈ 30 mbar a 70K. Para obter alguma margem, iniciaram-se as experiências com 200 mbar a 70 K no interior do interruptor térmico.

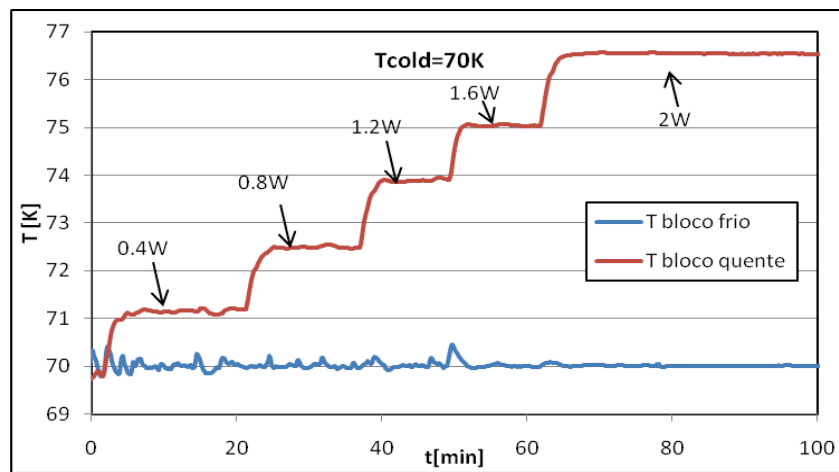


Figura VI.1 - Variação da temperatura do bloco quente para as várias potências aplicadas. Temperatura do bloco frio a 70K.

Com estes dados ($T_{bloco\ frio}$, $T_{bloco\ quente}$ e \dot{Q}), é possível traçar a potência aplicada \dot{Q} em função da diferença de temperatura $\Delta T = T_{bloco\ frio} - T_{bloco\ quente}$ entre os dois blocos (Figura VI.2).

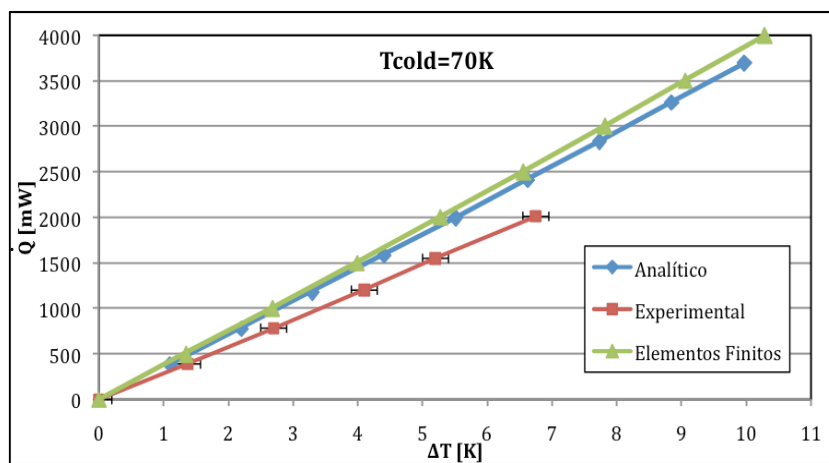


Figura VI.2 - Diferença de temperatura entre os dois blocos do interruptor em função da potência aplicada no bloco quente.

O declive \dot{Q} vs ΔT obtido dá o valor de 304 mW/K como o valor da condutância do dispositivo para uma temperatura de 70K, 19% inferior ao resultado calculado analiticamente.

Na caracterização da condutância do dispositivo em função da temperatura (entre 70K e 240K) utilizou-se 600 mbar de azoto no interruptor. Para temperaturas inferiores a 80K utilizou-se 200mbar para evitar a condensação do azoto na fase líquida: com efeito, uma eventual formação de líquido é indesejável pois resultaria num excessivo tempo necessário para o bombeamento de todo o gas no interior do dispositivo, dificultando a passagem ao estado OFF. Para esta caracterização, foi utilizado o ciclo automático do programa de controlo e aquisição de dados. Fixou-se uma potência de 2 W no bloco quente e incrementou-se a temperatura do bloco frio de 10 em 10 K mediante um critério de estabilidade de 100 mK/hora (Figura VI.3).

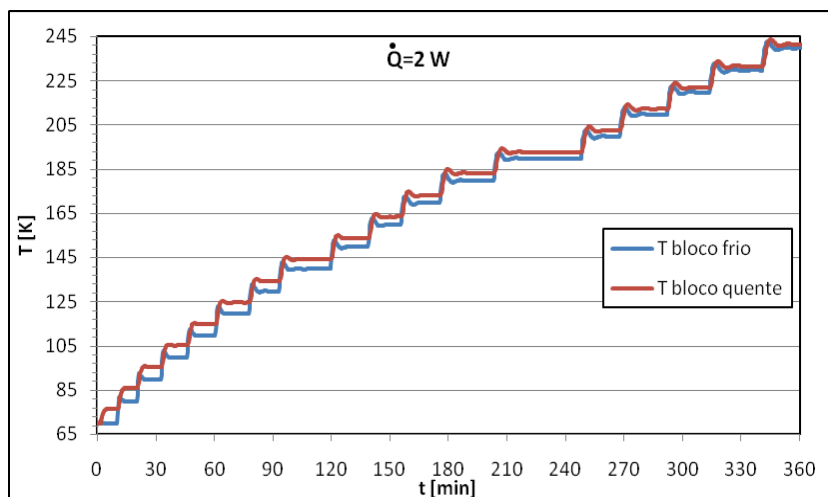


Figura VI.3 - Temperaturas do bloco frio e bloco quentes obtidas no programa de aquisição de dados, na caracterização da condutância do dispositivo entre 70K e 240K. A potência aplicada no bloco quente é constante ao longo de toda a experiência (2 W). A diminuição do ΔT com a temperatura visível nesta figura traduz o aumento da condutância do sistema.

Com os resultados obtidos nesta experiência, é então possível traçar a condutância do dispositivo em função da temperatura do bloco frio (Figura VI.4).

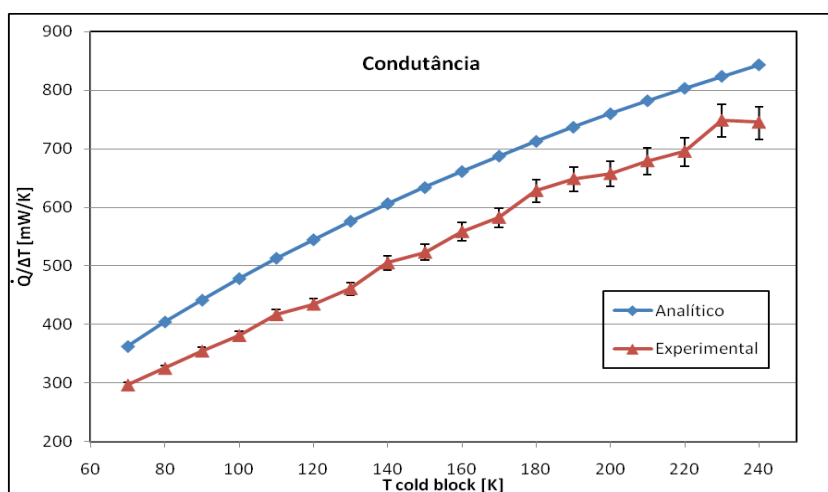


Figura VI.4 - Condutância do dispositivo em função da temperatura do bloco frio.

O aumento da condutância do dispositivo com a temperatura é devido ao aumento da condutividade do gás, uma vez que a variação da condutância do cobre com a temperatura assume pouca importância. O erro de 19% entre os resultados experimentais e analíticos obtido na condutância a 70K conserva-se até aos

240K. As barras de erro provêm de uma estimativa da incerteza de 0.1 K associada aos termómetros utilizados. Esta incerteza assume uma maior importância para temperaturas do bloco frio superiores 150K: nesta gama de temperaturas, a condutância do dispositivo é mais elevada, o que para os mesmos 2 W aplicados no bloco quente resulta num ΔT cada vez mais reduzido entre os dois blocos. Uma incerteza de 0.2 K na medição da diferença da temperatura tem muito mais influência para as gamas de temperaturas onde o ΔT obtido é mais pequeno.

O erro de 19% podia ser parcialmente explicado pela incerteza sobre o valor real do hiato. Por exemplo, tendo em conta os 10 μm de tolerância garantidos na execução mecânica, um hiato de 110 μm entre palhetas em vez de 100 μm levaria a um aumento de $\approx 10\%$ da condutância calculada (Figura VI.5):

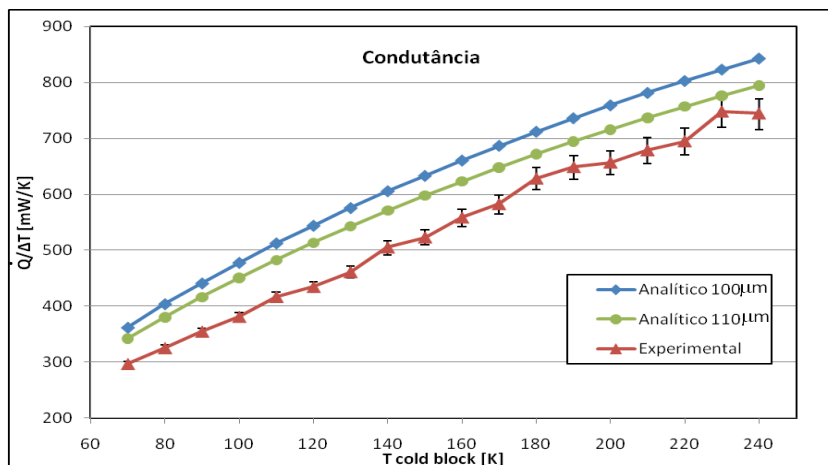


Figura VI.5 : Condutância do dispositivo em função da temperatura do bloco frio. Diferença entre a utilização de um hiato de 100 μm e um hiato de 110 μm .

Os resultados dos elementos finitos sofreriam a mesma alteração e no mesmo sentido do que os analíticos.

Uma outra fonte de dados de condutividade do azoto (REFPROP[24]) entre 70 e 300K divulga valores de condutividade $\sim 10\%$ inferiores aos utilizados[20] nos resultados analíticos e no programa de elementos finitos. Considerando um hiato gasoso de 100 μm , esta diferença de 10% na condutividade levaria a uma discrepância de $\sim 10\%$ entre os valores obtidos e esperados.

Com o objectivo de caracterizar o estado do dispositivo em função da pressão entre palhetas, foi determinada a condutância para várias pressões de enchimento com a temperatura do bloco frio constante e igual a 70 K (Figura VI.6). Iniciou-se o teste com 400 mbar diminuindo sucessivamente a pressão até atingir 0.04 mbar. Devido á grande variação da condutância em torno de 1 mbar, foram utilizadas duas potências: 2W para pressões superiores a 1 mbar e 300 mW para as pressões mais baixas.

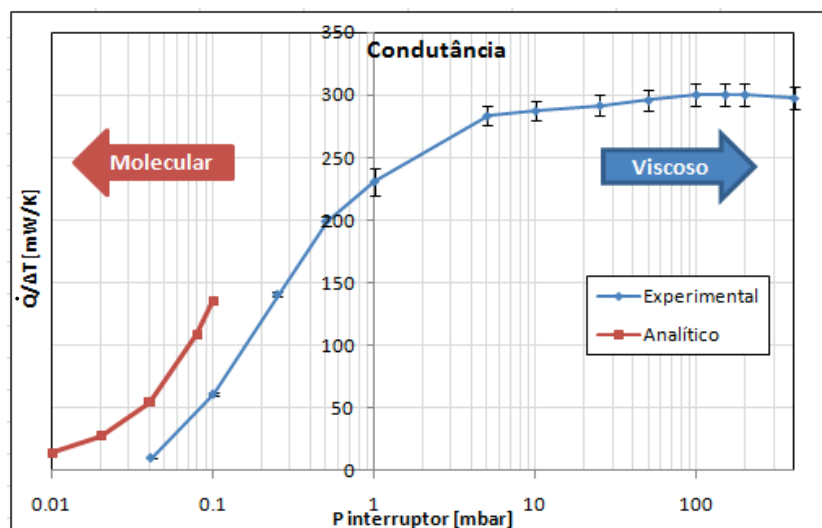


Figura VI.6 - Variação da condutância do dispositivo com a pressão de enchimento. Temperatura do bloco frio a 70K.

Tal como previsto, é possível identificar três regimes na Figura VI.6. Para as pressões altas ($P > 30$ mbar), aparece o regime viscoso ($\lambda \ll \delta$) em que a condutância é independente da pressão. O valor de 30 mbar obtido na secção IV.5 dá uma boa ordem de grandeza para a pressão mínima para obter o regime viscoso. Para pressões mais baixas ($P < 30$ mbar), a condutância do dispositivo começa a diminuir. Este regime é chamado de regime intermédio em que nenhuma das condições $\lambda \ll \delta$ e $\lambda \gg \delta$ está verificada.

Para pressões baixas ($P < 0,3$ mbar) a condutância do dispositivo diminui linearmente com a pressão, correspondendo ao regime molecular ($\lambda \gg \delta$).

Na secção III.1.3 (condutividade térmica dos gases no regime molecular) é apresentada uma solução para a condutância do gás no regime molecular (equação III.23). É desta forma possível determinar analiticamente, para cada pressão do interruptor, qual a condutância do gás (a vermelho na Figura VI.6). A discrepância entre os valores experimentais e analíticos podem ter duas origens. Não se encontrou na literatura o valor do coeficiente de acomodação α para o azoto a esta temperatura. Utilizando um valor $\alpha = 0,5$, o ponto calculado a $P = 0,1$ mbar sobrepõe-se ao ponto obtido experimentalmente. Por outro lado, nesta gama de pressão e considerando a impedância dos capilares entre os medidores de pressão e interruptor, a pressão lida a 300 K pode ser sensivelmente superior à pressão no interior do interruptor a 70 K.

As barras de erro provêm novamente de uma estimativa da incerteza de 0,2 K associada aos termómetros utilizados.

Tendo em conta as aplicações alvo, era pretendido uma condutância no estado ON entre 300 – 400 mW/K. Objectivo que foi cumprido uma vez que foi obtido um dispositivo com um estado ON com uma condutância 10-20% inferior à prevista.

VI.2. Estado OFF

No estado OFF considera-se que toda a potência transmitida entre os dois blocos atravessa o invólucro de inox, uma vez que “não existe” gás entre as palhetas ($P < 10^{-5}$ mbar) (secção IV.5). Esta pressão garante que a condutância do gás seja desprezável face à condutância do inox. Um primeiro teste foi feito antes de soldar os capilares de alimentação de gás no interruptor: o bombeamento do interruptor é feito directamente através dos orifícios para a soldadura dos capilares pelo vácuo de isolamento térmico da câmara ($P < 10^{-5}$ mbar) obtido utilizando uma bomba turbomolecular.

Em comparação com o cálculo analítico da condutância do inox, este teste assume muita importância para a verificação da existência ou não de contacto físico entre palhetas. Neste teste foram utilizados dois métodos: um método dinâmico e um método estático. O método estático consiste em fornecer uma potência

ao bloco quente, com uma temperatura do bloco frio de 70K, registrando a temperatura do bloco quente após equilíbrio térmico do sistema. A condutância muito reduzida leva a tempo de estabilização (~RC) muito longo: experimentalmente, a estabilização térmica pode demorar cerca de 24 horas.

Para obter uma caracterização do estado OFF mais rápida, utilizou-se o método dinâmico. Neste método, o bloco frio é fixado a uma temperatura controlada (70 K, por exemplo) mas não é aplicada nenhuma potência no bloco quente, deixando-se descer a temperatura do bloco quente até atingir a temperatura do bloco frio (Figura VI.7). A única forma de arrefecimento do bloco quente é pela potência que atravessa o invólucro de inox.

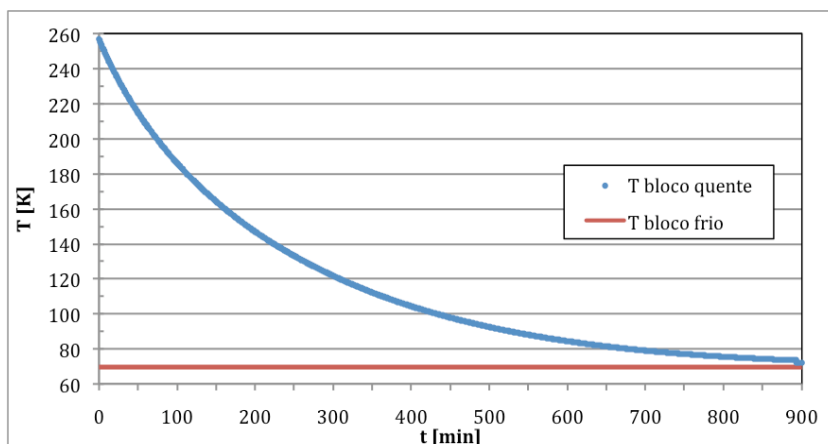


Figura VI.7 - Evolução da temperatura dos dois blocos utilizada na determinação do estado OFF pelo método dinâmico.

Conhecida a massa do bloco quente e a taxa de variação da sua temperatura, \dot{T} , é possível determinar a potência que atravessa o inox:

$$\dot{Q} = C \dot{T} \quad \text{VI.1}$$

onde C é a capacidade calorífica do cobre[20] do bloco quente. A vantagem deste método é que possibilita a caracterização do estado OFF para uma temperatura de 70 K numa gama de ΔT entre 0 e 200 K em cerca de 15 horas(a verde na Figura VI.8) em vez de esperar várias horas por cada ponto de equilíbrio térmico (Figura VI.7). Na Figura VI.8, é apresentada a potência que atravessa o interruptor em função da diferença de temperatura dos dois blocos, obtida pelos dois métodos.

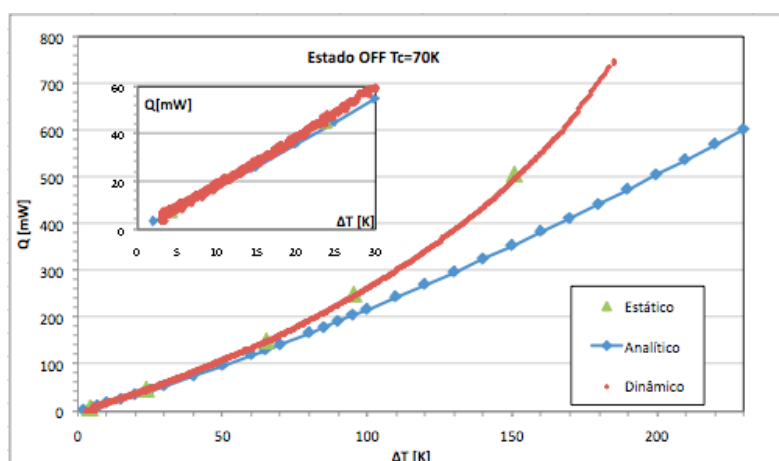


Figura VI.8 - Diferença de temperatura dos dois blocos em função da potência aplicada no bloco quente, para uma temperatura do bloco frio de 70K. Comparação entre os resultados analíticos e os dois métodos experimentais.

Foi obtida uma muito boa concordância entre os resultados obtidos pelo método estático e dinâmico. Para ΔT pequenos, \dot{Q} varia linearmente com ΔT , de onde se pode definir uma condutância térmica de 1.89 mW/K. A condutância de 1.84 mW/K obtida com a equação IV.5 explica a sobreposição dos dois resultados para ΔT pequenos na Figura VI.8.

Para ΔT superiores a 50K existe alguma discrepância entre os resultados experimentais e os resultados obtidos analiticamente. Uma das hipóteses para justificar esta diferença é a transferência de calor por radiação entre as palhetas que não foi considerada no modelo analítico nem nos elementos finitos. Considerando \dot{Q}_{rad} como a potência radiada entre as palhetas[25]:

$$\dot{Q}_{rad} = A\varepsilon\sigma(T_{quente}^4 - T_{fria}^4) \quad \text{VI.2}$$

onde A é a área das palhetas (55 cm²), ε a emissividade do cobre, σ a constante de boltzmann (5,67x10⁻⁸ Wm⁻²K⁻⁴), T_{hot} e T_{cold} as temperaturas dos dois blocos de palhetas quente e frio, respectivamente, uma vez que para o estado OFF cada bloco de palhetas é considerado como homogêneo em temperatura. Para tomar em conta este efeito, é preciso considerar que a potência total \dot{Q}_{Joule} dissipada por efeito Joule pelas duas resistências de aquecimento no bloco quente atravessa o switch por radiação (\dot{Q}_{rad}) e, em paralelo, por condução através do invólucro de inox. No nosso modelo, só esta última contribuição era considerada. Para comparar os resultados experimentais com os calculados, é então preciso então traçar $\dot{Q}_{corrigido} = \dot{Q}_{Joule} - \dot{Q}_{rad}$ em função de ΔT . É isto que foi feito na Figura VI.9.

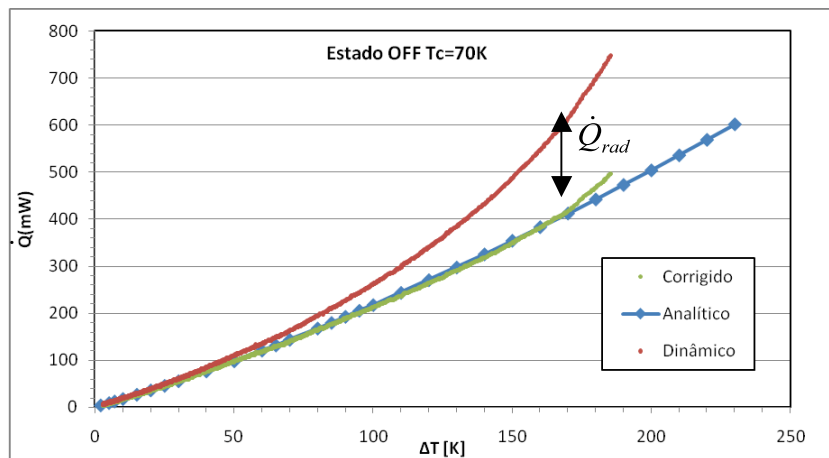


Figura VI.9 - Caracterização térmica do estado OFF com o bloco frio a 70K. Influência da correcção da radiação nos resultados experimentais.

É obtida uma muito boa concordância entre a correcção efectuada e os resultados analíticos se considerarmos a emissividade de cobre $\varepsilon=0.2$. Este valor de emissividade é aceitável uma vez que, para o cobre, a emissividade pode variar entre $\varepsilon=0.02$ se for polido e $\varepsilon=0.6$ em caso de elevada oxidação[25]. Este resultado permite justificar a discrepância obtida entre os resultados analíticos e experimentais como uma consequência da transferência de calor por radiação entre as várias palhetas de cobre.

Uma caracterização térmica do estado OFF foi também realizada com o bloco frio a 15K. Utilizando novamente os dois métodos estático e dinâmico foi obtida a variação da temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada no bloco quente (Figura VI.10).

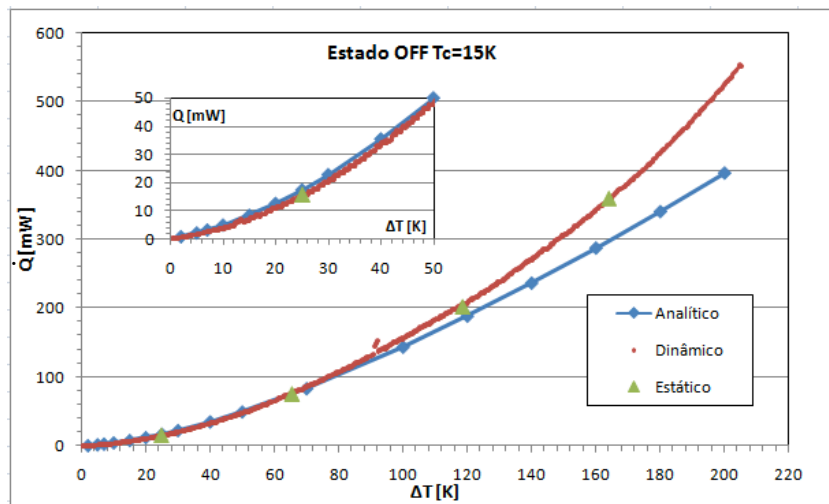


Figura VI.10 – Diferença de temperatura entre os dois blocos em função da potência aplicada no bloco quente. Com o bloco frio a 15K. Comparação entre resultados experimentais e analíticos.

Para uma temperatura do bloco frio de 15K, um valor de 0.73 mW/K é obtido experimentalmente, valor que sobrepõe ao resultado analítico (0.74 mW/K). À semelhança do que foi obtido para 70K, também para ΔT superiores a 80 K existe uma discrepância entre os resultados experimentais e analíticos. A Figura VI.11 mostra a mesma correcção da potência radiada entre palhetas. Novamente a transferência de calor por radiação justifica a discrepância entre resultados analíticos e experimentais obtida.

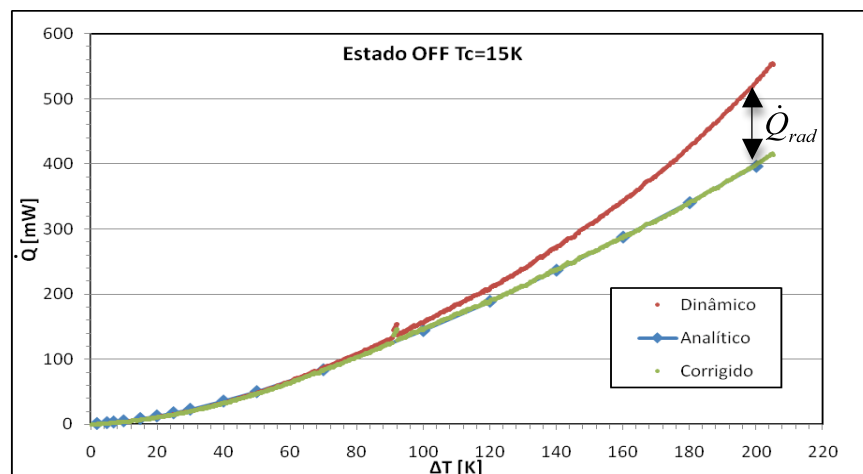


Figura VI.11 – Caracterização térmica do estado OFF com o bloco frio a 15K. Influência da correcção da radiação nos resultados experimentais.

Pelos resultados do estado OFF podemos concluir que não existe contacto físico entre as palhetas dos dois blocos. O que significa que não houve qualquer deformação significativa, quer do inox quer das palhetas durante o processo de soldadura.

Terminados estes testes, foram soldados os capilares de alimentação do gás no interruptor e o capilar para a criobomba. Foram realizados alguns testes bombeando o N_2 através destes capilares com uma turbomolecular e obtiveram-se os mesmos resultados. O que quer dizer que mesmo bombeado através destes capilares é possível obter uma pressão baixa o suficiente para garantir o estado OFF do dispositivo.

Todos estes resultados obtidos experimentalmente demonstram que os objectivos foram atingidos. Foi obtido um estado OFF com o valor esperado. Este resultado garante a inexistência de algum contacto físico entre elas.

Em relação ao estado ON foi obtido uma condutância térmica 3,4 vezes superior ao do interruptor antigo, um dos objectivos a atingir.

VI.3. Comparação com o interruptor existente no laboratório.

A Tabela VI.1 compara algumas características deste novo interruptor térmico e do interruptor existente no laboratório .

	Compr. total	Compr. invólucro	Diâmetro total	Diâmetro invólucro	massa	Cond ON a 70 K	Cond OFF a 70 K	ON/OFF
Antigo	88 mm	38 mm	32 mm	14 mm	145 g	90 mW/K	1 mW/K	90
Novo	50 mm	38 mm	38.1 mm	22 mm	210 g	304 mW/K	1.9 mW/K	160

Tabela VI.1 - Comparação de algumas características entre o interruptor térmico já existente e o novo interruptor desenvolvido. Ambos os invólucros cilíndricos de aço inox têm a mesma espessura de 100 μm .

Apesar do novo interruptor ser mais curto, a utilização de palhetas confere-lhe uma maior área de troca de com o gás, o que lhe confere um estado ON com uma condutância mais que três vezes superior.

Por outro lado, o novo interruptor térmico apresenta um pior estado OFF do que o interruptor já existente (condutância térmica ~ 2 vezes superior). Isto é o resultado da utilização de um tubo de diâmetro superior. Apesar deste estado OFF pior, o interruptor projectado apresenta uma maior razão ON/OFF (196).

VII. Conclusão

Deste trabalho resultou um interruptor térmico com hiato gasoso que possui um estado ON e um estado OFF com as características previstas. Em comparação com o outro interruptor já existente no laboratório de criogenia[1], é mais compacto o que lhe confere uma maior rigidez, dois pontos fundamentais na utilização em aplicações espaciais. Foi obtido uma condutância no estado ON de 304 mW/K, valor compatível com a aplicação alvo[3]. Por outro lado, a compactação do dispositivo resultou num estado OFF duas vezes pior, o que não se traduz verdadeiramente num problema, uma vez que na aplicação à qual se destina, as potências aplicadas serão muitas vezes superiores à potência que atravessa este dispositivo no estado OFF.

Os resultados experimentais do dispositivo no estado ON são concordantes com os resultados analíticos obtidos com o modelo de condução em placas paralelas. Apesar de não considerada na determinação analítica do estado OFF, foi possível comprovar a influência da transmissão de calor por radiação entre as palhetas do dispositivo.

Uma nova ferramenta utilizada no laboratório de criogenia foi o software de elementos finitos COSMOS[®]. Revelou muitas potencialidades neste tipo de estudo térmico, uma vez que esta simulação permite obter uma boa previsão em relação aos resultados experimentais obtidos. Será então possível utilizar este software para futuros dimensionamentos, em que as geometrias não permitam o desenvolvimento de um modelo analítico.

Uma criobomba foi detalhadamente projectada e tudo ficou preparado para a sua ligação ao dispositivo, sendo a sua implementação o próximo procedimento a seguir na optimização deste interruptor térmico.

Este dispositivo foi o primeiro interruptor térmico inteiramente desenhado e testado no laboratório de criogenia. Foi o fruto de um dimensionamento cuidado e da colaboração com uma empresa de mecânica de precisão de alto nível.

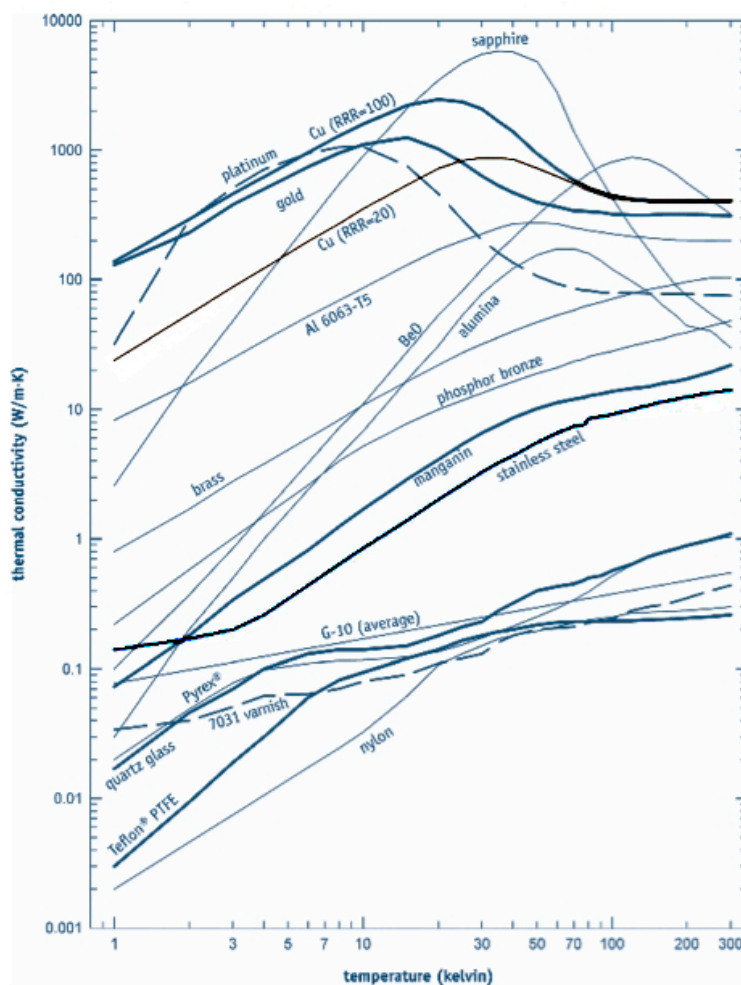
O sucesso na execução deste primeiro protótipo abre portas ao desenvolvimento de novos interruptores, com o objectivo de optimizar as características pretendidas. A aplicação alvo deste interruptor, em que é necessário um bom estado ON, sugere o aumento da área de secção disponível para a condução do gás. Sendo para isso necessário a construção de palhetas ainda mais finas para possibilitar multiplicar o número de palhetas. Outra possibilidade será a diminuição do tamanho do hiato gasoso.

VIII. Referências Bibliográficas

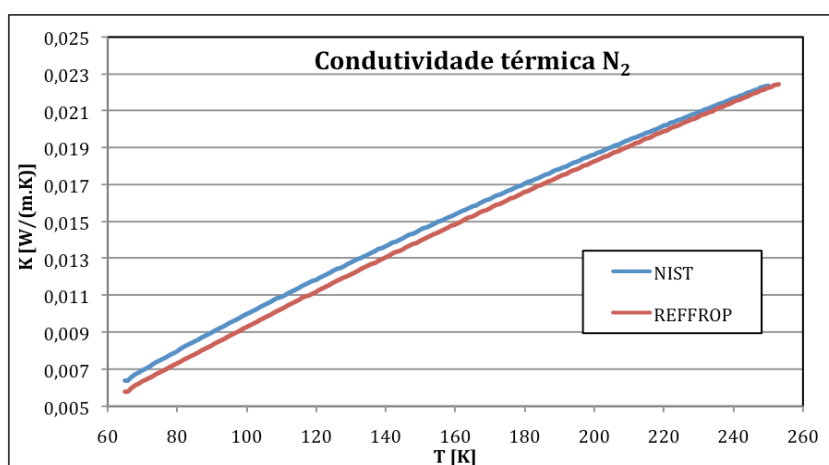
- [1] I. Catarino, G. Bonfait, L. Duband, *Neon gas-gap heat switch*, Cryogenics (2008) 17-25.
- [2] G. Bonfait, I. Catarino, J. Afonso, D. Martins, M. Linder, L. Duband, *20 K Energy storage unit*, Cryogenics (2009) 326-333.
- [3] J. Afonso, I. Catarino, D. Martins, L. Duband, R. Patrício, G. Bonfait, *Liquid Nitrogen Energy Storage Units*, Proceedings to International Cryocooler Conference 16 (ICC 16) (2010).
- [4] S. Kumar, K. Ramamurthi, *Thermal contact conductance of pressed contacts at low temperatures*, Cryogenics (2004) 727-734.
- [5] G. Ventruea, L. Resegari, *The Art of Cryogenics: Low-Temperature Experimental Techniques*, Elsevier, Burlington, USA, 2008.
- [6] F. Milanez, M. Mantelli, *Theoretical and experimental studies of a bi-metallic heat switch for space applications*, International Journal of Heat and Mass Transfer (2003) 4573-4586.
- [7] B. Marland, D. Bugby, C. Stouffer, *Development and testing of advanced cryogenic thermal switch concepts*, Space Technology and Applications International Forum, Pts 1 and 2 (2000) 837-846.
- [8] J. Lemanski, V. Krishnan, R. Manjeri, W. Notardonato, R. Vaidyanathan, *A low hysteresis NiTiFe shape memory alloy based thermal conduction switch*, Advances in Cryogenic Engineering, Vol 52A & 52B (2006) 3-10.
- [9] L. Duband, A. Ravex, *Thermal switch Trade - OFF*, Relatório interno cea, Fevereiro 2003.
- [10] M. Donabedian, *Spacecraft Thermal Control Handbook*, California.
- [11] D. Bugby, B. Marland, C. Stouffer, E. Kroliczek, *Across-Gimbal and Miniaturized Cryogenic Loop Heat Pipes*, Space Technology and Applications International Forum (STAIF 2003), 2003.
- [12] J. Bascunán, T. Nixon, J. Maguire, *Development of flight qualified heat switch for LN2 temperatures*, Advanced Cryogenics Engineering 37 (1992) 6.
- [13] H. Chang, H. Kim, *Development of a thermal switch for faster cool-down by two-stage cryocooler*, Cryogenics (2000) 769-777.
- [14] I. Catarino, J. Afonso, D. Martins, M. Linder, L. Duband, G. Bonfait, *6 K solid state Energy Storage Unit*, Cryogenics (2010) 102-110.
- [15] Resumo do projecto "*Low-temperature Energy Storage Unit (ESU)* "; ESA-ESTEC Contract No 20023/06/NL/PA em: <http://www.activespacetech.com/esu/index.html>.
- [16] J. Burger, H. Holland, J. Seppenwoolde, E. Berenschot, H. ter Brake, J. Gardeniers, M. Elwenspoek, H. Rogalla, *165 K microcooler operating with a sorption compressor and a micromachined cold stage*, Cryocoolers 11 (2001) 551-560.
- [17] I. Catarino, J. Afonso, D. Martins, L. Duband, G. Bonfait, *Gas gap thermal switches using neon or hydrogen and sorption pump*, Vacuum (2009) 1270-1273.

- [18] D. Martins, I. Catarino, U. Schroder, J. Ricardo, R. Patrício, L. Duband, G. Bonfait, *Customizable gas-gap heat switch*, *Advances in Cryogenic Engineering*, 2010, pp. 1652-1660.
- [19] K.D. Timmerhaus, T.M. Flynn, *Cryogenic Process Engineering*, Plenum Press, New York, 1989.
- [20] <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>, Junho 2010.
- [21] <http://www.activespacetech.com/esu/index.html>, Maio 2010.
- [22] I. Catarino, G. Bonfait, *A simple calorimeter for fast adiabatic heat capacity measurements from 15 to 300 K based on closed cycle cryocooler*, *Cryogenics* (2000) 425-430.
- [23] D. Lopes, *Construção e caracterização de um sistema para estudos de crioadsorção*, Tese de Mestrado, Faculdade de ciências e tecnologia -UNL, 2008.
- [24] Lemmon EW, Huber ML, McLinden MO. *NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP*, Version 8.0, National Institute of Standards and Technology, Standard Reference Data Program, Gaithersburg, 2007
- [25] J.W. Ekin, *Experimental Techniques for Low-Temperature Measurements*, Oxford University Press, New York, 2006.

IX. Anexos

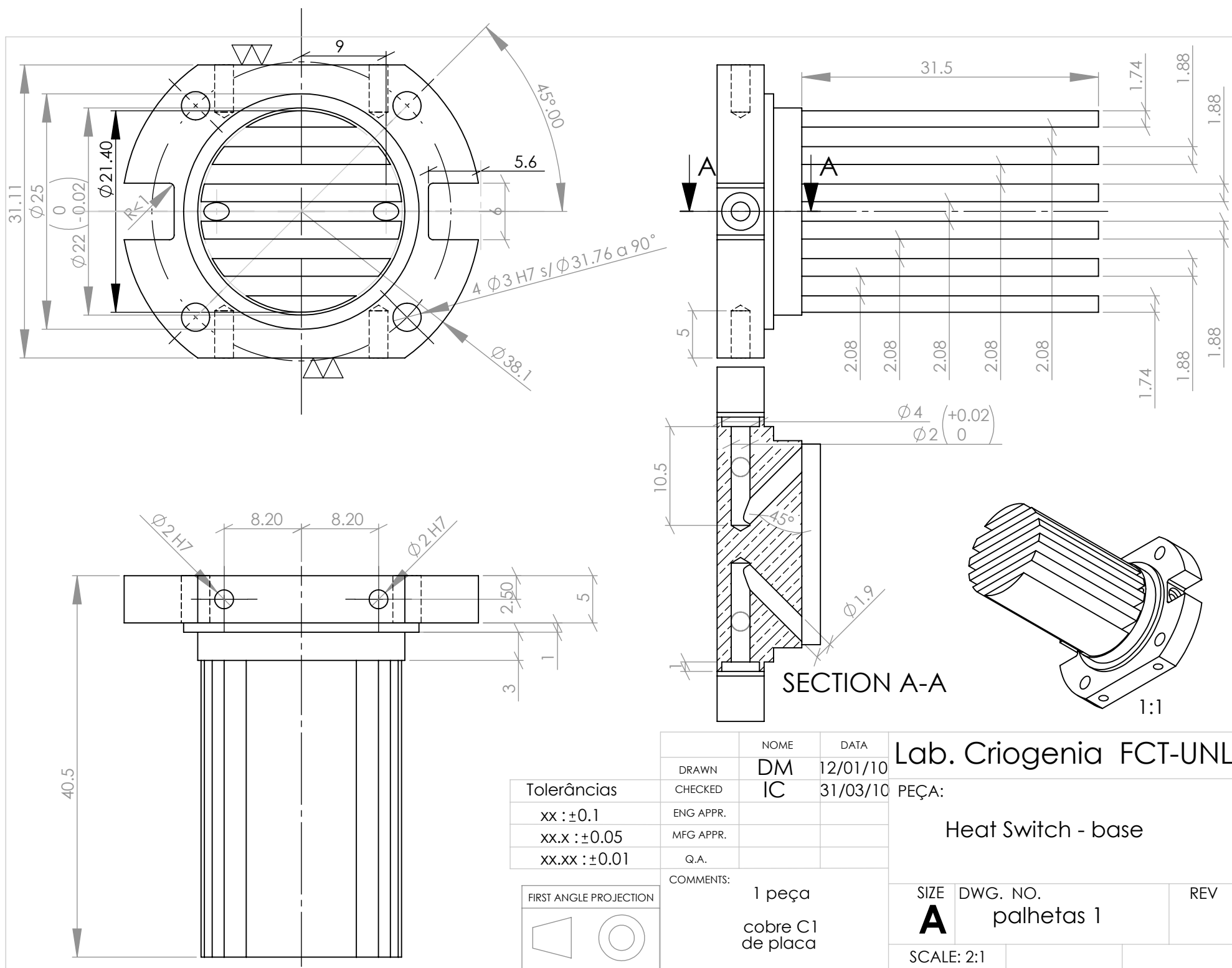


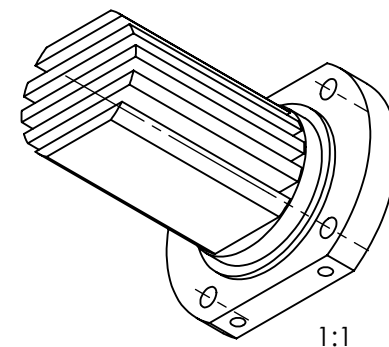
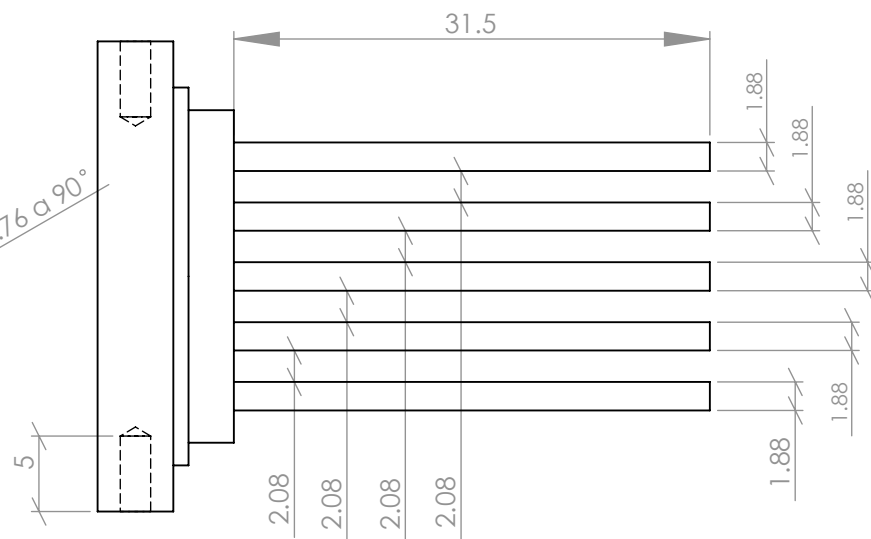
Anexo 1 - Condutividades térmicas de alguns materiais. A preto, as condutividades do cobre e do aço inox.




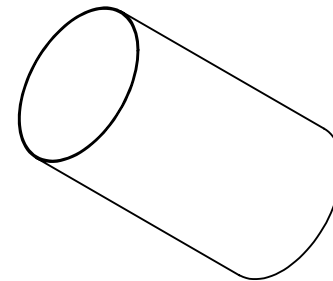
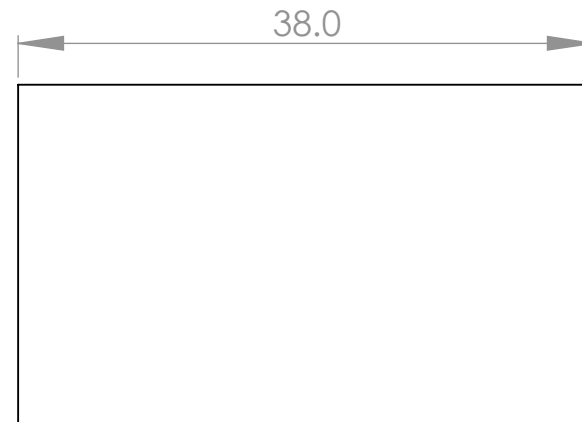
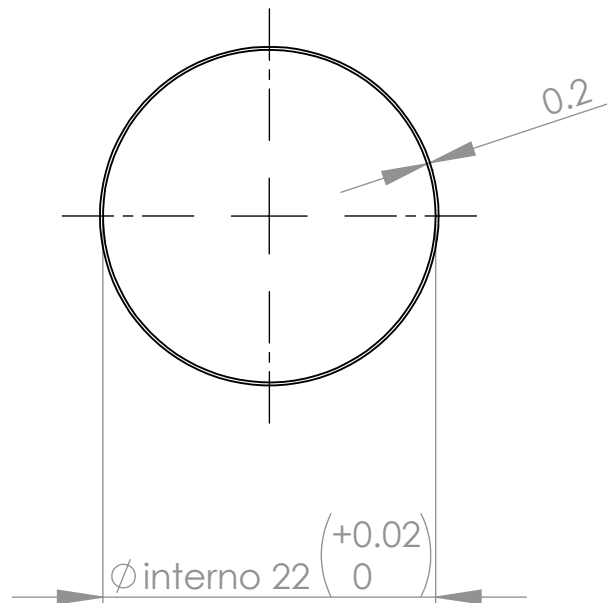
Anexo 2 - Comparação entre os valores das condutividades do azoto das duas referências encontradas NIST[20] e REFPROP[24]

X. Apêndices : Desenhos Técnicos





		NOME	DATA	Lab. Criogenia FCT-UNL		
	DRAWN	DM	12/01/10	<div>PEÇA:</div> <div>Heat Switch - TOP</div>		
Tolerâncias	CHECKED	IC	31/03/10			
xx :±0.1	ENG APPR.					
xx.x :±0.05	MFG APPR.					
xx.xx :±0.01	Q.A.					
<div>FIRST ANGLE PROJECTION</div> 		<div>COMMENTS:</div> <div>1 peça</div> <div>cobre C1</div> <div>de placa</div>		<div>SIZE</div> <div>A</div>	<div>DWG. NO.</div> <div>palhetas 2</div>	<div>REV</div>
		<div>SCALE: 2:1</div>				



1:1

		NOME	DATA	Lab. Criogenia FCT-UNL		
	DRAWN	DM	12/01/10	PEÇA: Heat Switch - Shell		
	CHECKED	IC	31/03/10			
	ENG APPR.					
	MFG APPR.					
	Q.A.					
COMMENTS:				SIZE	DWG. NO.	REV
1 peça				A	suporte	
inox (304/316)				SCALE: 2:1		
torneado						

Tolerâncias
xx : ±0.1
xx.x : ±0.05
xx.xx : ±0.01